ИНСТИТУТ МАШИНОВЕДЕНИЯ им. А.А.БЛАГОНРАВОВА РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК

МОСКОВСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ ПРИБОРОСТРОЕНИЯ И ИНФОРМАТИКИ

ЦЕНТРАЛЬНЫЙ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

ФГУП "НПЦ ГАЗОТУРБОСТРОЕНИЯ "САЛЮТ"

НАУЧНЫЕ ТРУДЫ

II международной научной конференции

"Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении"

Москва 2012

УДК 621.9
ББК 34.5

Редакционная коллегия:
академик Ганиев Р.Ф., д.т.н, проф. Голубятников И.В., чл.-корр. РАН Чернышев С.Л., д.т.н., проф. Романов А.Н., д.т.н., проф. Албагачиев А.Ю., к.ф.-м.н. Хрущов М.М.

Научные труды II Международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении"

В сборник включены доклады II международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении", которая проходившей с 13 по15 ноября 2012г. в Федеральном государственном учреждении науки Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН.

Тематика конференции:

1. Инновационные технологии в машиностроении
2. Робототехника и автоматизация технологических процессов
3. Прочность и конструкционное материаловедение
4. Трение, изнашивание и смазка деталей машин и инструментов
5. Нанотехнология , нанотрибология , нанопокрытия

Материалы сборника подготовлены к изданию оргкомитетом конференции.

Тел. 499 2694588, 499 1353177

ISBN 978591746-090 **© ИМАШ РАН, 2012**

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Волновые технологии и машины – фундаментальная основа инновационного развития машиноведения 11
Ганиев Р.Ф.

Новый этап применения композиционных материалов в авиастроении 19
Чернышев С.Л.

Уравнение Ньютона для реальных поверхностей при вязком трении 26
Албагачиев А.Ю., Кушнир А.П.

Колебания силы резания при сверлении 30
Албагачиев А.Ю., Михеев А.В.

Температурный режим при сверлении 35
Албагачиев А.Ю., Михеев А.В.

Исследования по влиянию радиационного воздействия на характеристики сплавов обладающих свойствами ЭПФ 41
Албагачиев А.Ю., Хасьянов У., Хасьянова Д.У.

Свойства сплава на основе TiNi в зависимости от термического и термомеханического воздействия 49
Албагачиев А.Ю., Хасьянов У., Хасьянова Д.У.

К вопросу о значимости повышения скорости течения и давления СОТС в зоне шлифования 56
Албагачиев А.Ю., Яшков В.А., Силин Л.В.

О взаимном влиянии потенциальной и соленоидальной составляющих решения в одной динамической задаче 60
Андрущенко В.А., Головешкин В.А., Холин Н.Н.

Автоматизированное проектирование технологического перехода изготовления детали 67
Арзыбаев А.М.

Триботехнические аспекты трения и изнашивания покрытий 71
Асланян И.Р., Емаев И.И., Шустер Л.Ш.

Термомеханическая модель возбуждения автоколебаний при резании 77
Асташев В.К., Корендясев Г.К.

Состав, структура и трибологические свойства алмазоподобных покрытий, легированных хромом 84
Атаманов М.В., Дубравина А.А., Левин И.С., Марченко Е.А., Хрущов М.М.

Гидродинамический расчет упорного подшипника, работающего на электропроводящей газовой смазке с учетом влияния магнитного поля и температуры 90
Ахвердиев К.С., Лагунова Е.О., Ванеев К.А.

Практическое приложение модульной технологии в механосборочном производстве 95
Базров.Б.М.
Инновационные технологии алмазной обработки деталей из хрупких неметаллических материалов 98
Балыков А.В.
Изменение структуры, прочности и износостойкости сталей при лазерном упрочнении 104
Бирюков В. П.
Восстановление деталей вагонов метрополитена лазерной наплавкой на основе анализа отказов 109
Бирюков В.П., Фишков А.А.
Методы повышения точности намотки и выкладки композиционных материалов на станках с ЧПУ на основе компенсации скоростных и динамических ошибок 114
Бугров Ю. Н.
Применение мультипрограммирования процессов в режимах инвариантного управления приводами следящих координат для повышения точности и производительности станков с ЧПУ 120
Бугров Ю. Н.
Влияние исходного состояния материала на структуру и свойства модифицированного лазерным воздействием поверхностного слоя детали 127
Бутенко В.И.
Управление смазочной способностью масел путём регулирования структуры и состава алмазоподобных покрытий рабочих элементов узлов трения 133
Буяновский И.А., Игнатьева З.В., Большаков А.Н. , Левченко В.А., Матвеенко В.Н.
Особенности формирования макрогеометрии торцевых поверхностей заготовок в процессе шлифования 139
Вайнер Л.Г.
Анализ конструкторских решений, снижающих трение в опорах и их реализация в современных механизмах 145
Виноградов А.Н., Кушалиев Д.К.
Кинематический алгоритм управления антропоморфным биопротезом (АБП) руки с шестью степенями свободы 151
Воробьев Е.И., Скворчевский А.К.
Напряжённое состояние фланца заготовки при ограничении его радиального течения в процессе вытяжки по внутренней поверхности 157
Воронцов А. Л., Балахонцева Н. А.
Теория резания металлов 163
Воронцов А.Л., Албагачиев А.Ю., Султан-заде Н.М., Савкин А.И.
Разработка нанотехнологий для аэрокосмической техники 173
Громаковский Д.Г., Кочеров Е.П., Ткаченко С.И.

Вопросы оценки упруго-диссипативных характеристик механических колебательных систем машин 178
Добрынин С.А., Фирсов Г.И.
Результаты исследований пристенной области «тяжелый жидко-металлический теплоноситель – конструкционный материал» методом термоудара применительно к реакторам на быстрых нейтронах 184
Дроздов Ю.Н., Бокова Т.А., Безносов А.В., Махов К.А.
Идентификация механических свойств углепластика 190
Думанский А.М., Алимов М. А.
Исследование шероховатости поверхности покрытия, нанесенного методом PVD на режущем инструменте 196
Енек М., Шварцбург Л., Серебряков В.
Выбор альтернативных вариантов отделочно-упрочняющей обработки деталей машин 202
Ершов А. А., Преображенская Е. В.
Применение комбинированного метода решения обратной задачи кинематики в системах управления промышленными роботами 208
Зеленский А.А.
Упрочнение деталей и инструментов с применением электроискровых технологий 214
Иванов В.И., Бурумкулов Ф.Х., Денисов В.А., Костюков А.Ю., Задорожний Р.Н.
Отработка технологии создания антифрикционных самосмазывающихся материалов 219
Иваночкин П.Г., Кравченко Ю.В., Шайхиев А.Р.
Гетерогенное упрочнение деталей машин поверхностным пластическим деформированием 223
Киричек А.В., Афонин А.Н.
Совершенствование технологий лезвийной обработки деталей из железоуглеродистых сплавов высокой твердости 228
Клименко С.А., Копейкина М.Ю.
Повышение безотказности вагонных колес 234
Кононов Д.П.
Теоретические и технологические аспекты получения изделий из металлокомпозитов с требуемыми свойствами 238
Кочешков И.В.
Теоретические основы процесса формования композиционных порошковых материалов 244
Красновский А.Н.
Развитие усталостных трещин в сплавах АК4-1 и ВТ3 при нерегулярном нагружении 250
Лебединский С.Г., Москвитин Г.В.
Разработка расчетно-экспериментального метода программируемого обрыва лопаток ГТД при испытаниях корпусов на непробиваемость 255
Лепешкин А.Р., Бычков Н.Г., Ваганов П.А.

Уточнённый расчёт деформаций шпиндельного узла с заготовкой, установленной в патроне и заднем центре и их влияние на точность обработки с разным расположением привода вращения шпинделя 261
Лизогуб В.А.
Программное обеспечение для определения взаимодействия силовых факторов при шлифовании деталей типа валов 268
Ломова О.С., Сорокина И.А., Яковлева Е.И.
Восстановление и упрочнение деталей сельскохозяйственных машин, работающих в абразивной среде 272
Лялякин В.П.
Предельное состояние тонких вращающихся дисков в переменном температурном поле 277
Лямина Е.А., Александров С.Е.
Герметологический синтез уплотнительных систем 283
Макаров В.А., Панов А.А.
Частотный метод калибровки газоаналитических течеискателей 289
Макаров В.А., Тютяев Р.Е.
Выбор технологических баз корпусных деталей как экстремальная задача на графе размерных связей 295
Максимовский Д.Е., Кузьмин В.В.
Основы повышения работоспособности узлов трения транспортной техники 300
Меделяев И.А.
Методологические основы автоматизации испытаний, контроля и диагностирования механизмов и машин. 305
Мерзляков А.А.
Вихретоковый контроль перьев подошвы рельс, уложенных в путь 309
Мякушев К.В., Таршиков А.О.
Система намагничивания для вихретокового контроля объектов железнодорожного транспорта 315
Мякушев К.В., Таршиков А.О.
Основные проблемы автоматизации сборки в машино- и приборостроении 320
Надеждин И.В., Беберина А.В.
Повышение эффективности процесса изготовления деталей методом селективного лазерного плавления за счёт оптимального выбора стратегии обработки лазерным лучом 326
Окунькова А.А.
Динамический синтез пружинно-зубчатой муфты 332
Павлов Б.И.
Повышение эффективности шлифования при использовании твердых смазок 337
Панайоти В.А.

Анализ статических ошибок формообразования при управлении технологическим модулем на основе трехподвижного механизма параллельной структуры со штангами постоянной длины 339
Пась О.В.
Контроль остаточных напряжений на основе спектральных характеристик магнитошумовых сигналов 345
Плешаков В.В., Албагачиев Д.А.,Симановский С.М.
Повышение усталостной прочности хромированных деталей 353
Плешаков В.В., Егорушкин Е.А., Симановский С. М.
Технологическое обеспечение надежности цилиндров гидравлических и воздушных систем 358
Плешаков В.В., Симановский С.М.
Повышение усталостной прочности деталей при ремонте 365
Плешаков В. В., Албагачиев Д.А., Зык Е.Н.
Оценка эффективности технологических вариантов изготовления деталей при техническом перевооружении машиностроительного предприятия 369
Рахмилевич Е.Г.
Предельные состояния на стадиях образования и развития трещин при циклическом нагружении 373
Романов А.Н.
Кинетика локальных деформаций и повреждений конструкционных материалов при циклическом нагружении 378
Романов А.Н., Филимонова Н.И.
Микроструктурные особенности развития деформаций при усталости в широком диапазоне температур 383
Романов А.Н., Филимонова Н.И.
Автоматизированный выбор станков при проектировании технологических процессов изготовления деталей 387
Сахаров А.В.
Физико-механические свойства нового механически легированного наноструктурного суперсплава INCONEL MA758 390
Семеренко Ю.А., Ющенко К.А., Табачникова Е.Д., Подольский А.В., Скибина Л.В., Смирнов С.Н., Савченко В.С.
Физико-механические свойства новых сплавов 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C и 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti 395
Семеренко Ю.А., Ющенко К.А., Табачникова Е.Д., Скибина Л.В., Савченко В.С., Тихоновский М.А., Бовда А.М., Рудычева Т.Ю.
Повышение инструментальной точности многокоординатных машин с ЧПУ методами коррекции первичных отклонений механизмов несущей системы 400
Серков Н.А.
Исследование и оценка жесткости многокоординатных машин с ЧПУ по отклику на силовое ступенчатое воздействие 406
Серков Н.А., Мерзляков А.А., Никуличев И.В.

Выбор параметров контроля вибрации для систем непрерывного мониторинга состояния машин и агрегатов 412
Скворцов О.Б.
Проблемы развития интеллектуальных методов решения задач проектирования машин и механизмов на основе планируемого вычислительного эксперимента 418
Статников И.Н., Фирсов Г.И.
Циклическая термообработка среднеуглеродистой стали током высокой плотности при волочении 424
Сташенко В.И.
Структура и свойства NbTi сверхпроводника, прокатанного с током 427
Столяров В.В.
Одноступенчатое конструкторско-технологическое обеспечение оптимальной долговечности деталей машин 433
Суслов А.Г.
Повышение функциональной надежности механической обработки путем стабилизации мощности резания 437
Терешин М.В., Гурин В.Д.
Фундаментальные и прикладные аспекты кинетики усталостных трещин 442
Туманов Н.В., Лаврентьева М.А.
Инструментальное обеспечение машиностроительных производств на основе производственных испытаний эффективности нового инструмента 449
Туркин М.В.
Неоднородность деформаций в двухфазной стали при упруго-пластическом переменном нагружении 455
Филимонова Н.И.
Волновые и дискретные свойства трения при качении упругих тел (колесо-рельс) 460
Фридберг А. М.
Модель образования покрытий при реактивном напылении в парах металла: случай образования нескольких соединений 475
Хрущов М.М.
Влияние подложки на свойства алмазоподобных легированных покрытий, нанесенных на конструкционные сплавы 481
Хрущов М.М., Марченко Е.А., Гасилов В.Ф.
Методика технологического обеспечения износостойкости резьбовых поверхностей ходовых гаек скольжения 487
Цуканов И.Ю.
Концепция и проект радиоуправляемого беспилотного аппарата с непосредственным управлением подъемной силой 491
Чаликов А.О., Безымянный В.А., Чумак П.И.
Поликонтактные неравножесткие соединения с натягом и анализ их нагрузочной способности 497
Чухланцев Е.С., Щенятский А.В

Исследование исполнительных органов автобалансирующих устройств с импульсным магнитным полем 503
Шаталов Л.Н.
Измерение параметров наклонных поверхностных трещин электропотенциальным методом 507
Шкатов П.Н., Черненко П.И.
Измерение глубины поверхностных трещин электропотенциальным методом на цилиндрических поверхностях 512
Шкатов П.Н., Елисов А.А.
Методика проектирования специализированных вихретоковых преобразователей для дефектоскопии 517
Шкатов П.Н., Родюков М.С., Куценко Д.О.

Авторский указатель 522

ВОЛНОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И МАШИНЫ – ФУНДАМЕНТАЛЬНАЯ ОСНОВА ИННОВАЦИОННОГО РАЗВИТИЯ МАШИНОВЕДЕНИЯ

BASE FOR INNOVATIVE DEVELOPMENT OF MACHINE SCIENCES

Р.Ф. Ганиев, академик,
директор Института машиноведения им. А.А.Благонравова РАН

Руководство Российской академии наук и Отделения энергетики, машиностроения, механики и процессов управления РАН приняло очень важное и, по существу, историческое решение об объединении Научного центра нелинейной волновой механики и технологии РАН (НЦ НВМТ РАН) с Институтом машиноведения им. А.А. Благонравова РАН под единым научным руководством. По существу создан мощный творческий и интеллектуальный прорыв в технологию производства машин и приборов XXI века.

Первая причина. Коллективом НЦ НВМТ РАН создана впервые в мировой практике нелинейная волновая механика многофазных систем, которая является научной базой волновых технологий и машин высокой производительности.

Это стало возможно в результате целого ряда научных открытий, явлений и эффектов, которые положены в основу высокоэффективных волновых технологий, нашедших широкое применение во многих отраслях науки и техники, например, в машиностроении, в нефтяной и газовой промышленности, в химической, пищевой, строительной, экологической и других отраслях промышленности.

Вторая причина - их фундаментальная основа, которая роднит их со стихийными силами природы, мощные колебательные и волновые силы, способные перемешивать и уплотнять большие массы вещества (нефть, газ, бетон, эмульсии и т.д.), что приводит к высоким интенсивностям протекающих процессов (в 10-15 раз), что дает, в конечном итоге, высокую производительность работы механизмов и производительного труда.

Третья причина - это удачное сочетание с многолетними научными направлениями Института машиноведения, который традиционно принимает участие в выполнении работ, направленных на создание перспективных наукоемких технологий специального назначения, способствующих кардинальному перевооружению гражданского машиностроения, например, в области технологий новых композиционных материалов, высокопрочных и хладостойких углеродистых и низколегированных сталей массового назначения для создания конструкций и изделий стройиндустрии и машиностроения, оборудования для ТЭК и атомного энергетического машиностроения, а также технологий производства суперлегких сплавов на основе алюминия, магния, титана, бериллия и других.

Исследования по этим, а также ряду других направлений, выполненные Институтом на протяжении семидесяти лет, являются научной базой для эффективного развития инновационной политики на основе высокотехнологичных научных и инженерных проектов, которые в XXI веке определяют развитие космического, авиационного, транспортного, энергетического, аграрного и других наукоемких комплексов страны. Достигнутое позволяет по-новому выстраивать государственную научно-техническую политику развития машиностроительного комплекса, как основы повышения обороноспособности страны и уровня безопасности сфер жизнеобеспечения.

ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ В ОБЛАСТИ НЕЛИНЕЙНОЙ ВОЛНОВОЙ МЕХАНИКИ

Открытые нами эффекты по волновой управляемой резонансной турбулизации, смешения и многократной интенсификации перемешивания и гомогенизации, активации многофазных систем, в том числе газожидкостных сред и несмешивающихся жидкостей, сухих смесей при существенно пониженных энергозатратах в замкнутых объемах и в проточных системах, привели к созданию новых материалов и продуктов высокого качества на основе получения тонкодисперсных (от мкм до нм) и высокостабильных растворов и

эмульсий из несмешивающихся жидкостей (не расслаивающихся длительное время, в ряде случае - месяцы и даже годы), также позволили получать однородное смешение и активацию сухих смесей, которые невозможно осуществить известными методами. Эти и другие эффекты реализованы в машинах, аппаратах и технологиях, представленных в последующих разделах.

Открыты явления по эффективному преобразованию энергии колебаний и волн в энергию мощных односторонне направленных потоков (течений) жидких фаз в многофазных системах, в том числе создание дополнительных фильтрационных потоков в пористых средах (в порах 1-10 мкм) с аномально большими скоростями, эквивалентных созданию дополнительных перепдцов давлений порядка 10-100 атм./м, что нереально создавать традиционными способами. Этот результат дает принципиально новые возможности повышения нефтегазоотда-чи пластов и пропитки пористых сред.

Созданы эффекты по тонкому диспергированию многофазных систем (от нескольких микрон до нанометров), в том числе газовых пузырьков в жидкости при существенно малых энергозатратах на растворение газов (в 10-20 раз меньше, чем в существующих аппаратах);

Открытые явления по тонкому разделению и сепарации многофазных систем на однородные составляющие (например, нефти и масел от воды, газа, механических примесей жидкостей от газа и твердых частиц, и т.п.) позволили создавать машины с меньшим энергопотреблением и существенно меньшей забиваемостью рабочих поверхностей.

Эффекты управляемой турбулизации и ламинаризации потоков за счет ведения пассивных систем стабилизации или дестабилизации, привели к созданию новых технологий с низкой бесшумностью и эффективным гашением вибраций и гидроударов в конструкциях с жидкостью и обтекаемых газом, в том числе в трубопроводах и в строительных сооружениях.

Открытие этих эффектов привело к следующим важным результатам:

- уменьшению вязкости неньютоновских жидкостей, в частности, водоцементных растворов (до 70%); повышению прочности цементного камня (до 40-50%); многократному уменьшению вязкости сырья для получения цемента (в 12 раз); повышению водородного показателя (Ph) и изменению окислительно-восстановительного потенциала воды;
- активации различных сухих смесей и сухих, либо жидких добавок (эмульсий, суспензий) при получении материалов и продуктов, в частности, стройматериалов, пищевых продуктов и др., что открывает новые перспективы повышения качества материалов и продуктов при снижении их себестоимости.

ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ В ОБЛАСТИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

На основе полученных результатов в области нелинейной волновой механики разработаны научные основы волнового машиностроения, не имеющего аналогов в мировой практике, реализующего наукоемкие волновые технологии:

На базе специально созданной теории генерации нелинейных волн разработаны различные гидродинамические генераторы колебаний (без подвижных частей) и резонансные комплексные электромеханические возбудители колебаний, суть которых заключается в сочетании электромеханического принципа возбуждения колебаний с механическим резонансом всей колебательной системы (самоуравновешенные, в ряде случаев безподшипниковые), которые являются движителями при создании волновых машин и аппаратов. Эти движители позволяют разрабатывать различные типы волновых машин и аппаратов (при малых энергозатратах), применительно к различным отраслям техники, обладающие бесшумностью и высокой надежностью.

На этой основе разработаны и испытаны различные виды волновых машин и аппаратов, как лабораторных, так и промышленных, создаваемых по модульному принципу, как например:

- аппараты для получения широкого спектра высоко качественных уникальных материалов и продуктов химической технологии и пищевой промышленности, в том числе, пенобетонов с многократным увеличением удельной прочности (по проточной

технологии), различных сухих смесей, эмульсий,суспензий и газожидкостных сред тонкой дисперсности и растворов высокой стабильности в химической технологии, в машиностроении, в пищевой промышленности и т.д.;

- машины для волновой активации различных материалов (сухих смесей, эмульсий, суспензий);
- волновые аппараты для диспергирования жидкостей и газов до наноразмеров, которые имеют широкий спектр применения от создания нанокремнеземов, акриловых дисперсий, при получении красок и новых видов смешанных топлив до биологической очистки сточных вод и обеззараживания водопроводной воды;
- новые принципы волнового разделения и сепарации различных смесей, классификации порошкообразных материалов, на базе которых разрабатывается новый класс машин - разделителей, сепараторов и классификаторов;
- устройства для существенного повышения фильтрации в пористых средах, очистки фильтров и пропитки пористых сред;
- стабилизаторы и гасители колебаний и гидроударов в конструкциях с жидкостью и в различных трубопроводных системах;
- предложены конструктивные принципы по ламинаризации и управлению турбулентностью в проточных системах.

Полученные фундаментальные результаты создали базу для разработки наукоемких технологий во многих отраслях техники: в машиностроении, в химической технологии, в материаловедении, в получении наноматериалов, в промышленности строительных материалов, в экологии, в нефтегазовой промышленности, в агропромышленном комплексе, в энергетике и др., ряд из которых уже внедрены и внедряются в практику, например:

В химической технологии, в материаловедении, в том числе в получении наноматериалов и строительных материалов: интенсификация тешюмассообменных процессов, повышение качества продуктов химической технологии, создание минизаводов по производству нанокремне-зема и высококачественных строительных материалов, создание машин и аппаратов для перемешивания, получения суспензий и эмульсий, красок, смазочных жидкостей для форм, активации и классификации сыпучих сред, для получения высококачественных материалов и наноматериалов.

В нефтегазовой промышленности: повышение эффективности бурового оборудования, получение высококачественных тампонажных и буровых растворов, получение химических реагентов, повышение производительности нефтаных и газовых скважин и повышение нефтегазоотдачи пластов. В подготовке нефти и газа - разделение нефти от воды, мехпримесей и газа. Также получены оригинальные результаты в нефтепереработке и нефтехимии в ускорении тепломассообменных и каталитических процессов, химических реакций и т.д.

В энергетике: получение новых видов смешанных топлив и их эффективное сжигание, предотвращение возникновения отложений.

В экологии: энергосберегающая технология насыщения газом жидкости при тонком диспергировании газа и многократном повышении растворимости в жидкости и их перемешивании с целью эффективной очистки жидкости с уменьшением энергозатрат, эффективное использование отходов производства.

В пищевой промышленности: приготовление сухих диетических продуктов с содержанием различных микродобавок, равномерное распределение микродобавок, приготовление высокодисперсных устойчивых пищевых эмульсий для кондитерских и хлебобулочных производств, приготовление смазочных жидкостей для форм и др.

В машиностроении: создание машин и устройств для мойки поверхностей деталей машин и узлов, термической обработки деталей и повышения их прочности и ресурса, пропитки материалов, получения тонкодисперсных и стабильных смазочно-охлаждающих жидкостей, очистки масел от воды и мехпримесей с целью повышения их качества в гидросистемах машин.

Гидродинамические генераторы колебаний и волн

На основе математического моделирования разработаны гидродинамические генераторы нелинейных волн без подвижных частей, являющиеся основными узлами

- движителями машин и агрегатов, реализующих различные волновые технологии, они не могут разрабатываться только эмпирическим путем, в них протекают сложные гидродинамические процессы, создающие различные динамические режимы.

Во-первых, гидродинамические генераторы колебаний и волн являются основными узлами (движителями) волновых машин.

Во-вторых, они также самостоятельно могут использоваться во многих технологических процессах, могут встраиваться в существующие технологические линии для интенсификации существующих процессов, либо для повышения дисперсности, стабильности растворов и повышения тепло-массообменных процессов и т.п. Они разработаны, прежде всего, на основе математического моделирования в зависимости от их геометрии, параметров обрабатываемой среды (вязкости и плотности, других характеристик фаз многофазной среды) и перепадов давления и т.п. Они могут быть настроены на различные режимы, например:

Мощные волновые и колебательные режимы широкого диапазона излучаемых частот – могут использоваться для создания дополнительных фильтрационных потоков в пористых средах, например, в повышении нефтегазоотдачи пластов, пропитке пористых сред, очистке фильтров и т.п.

Кавитационные, кавитационно-вихревые процессы – режимы интенсивного смешивания, гомогенизации,,диспергирования и активации многофазные систем – это большое количество технологических процессов в химической технологии, в материаловедении, в экологии, пищевой промышленности.

Режим коагуляции, разделения и сепарации - в процессах разделения и сепарации одной жидкости от другой, или жидкости от газа, механических примесей, например, нефти и масел от воды, газа, механических примесей и т.п.

В основу конструкции заложен принцип сочетания электромеханического принципа возбуждения колебании с резонансом всей системы (совместно с механической частью). Механическая часть может быть выполнена самыми различными способами.

На основе этого подхода разработаны типовые привода – для создания волновых машин на принципе вращательных (колебательных) движений (самоуравновешенные) и поступательных движений (безподшипниковые) – также на основе математического моделирования всей системы .

Волновые машины на основе таких приводов (движителей) могут быть как замкнутого, так и проточного типов любой производительности.

С целью получения фундаментальных результатов в различных областях нелинейной волновой механики, создан и подвергается постоянной модернизации комплекс разнообразных исследовательских и опытно-промышленных установок.

Установки, предназначены для изучения и визуализации различных волновых процессов в жидких и порошкообразных средах, а также для показания принципиальных возможностей волновых технологий .

Эти установки могут работать в нелинейных резонансных режимах и позволяют в очень короткие промежутки времени (почти мгновенно) получать тонкодисперсные (от мкм до нм) и высокостабильные эмульсии и суспензии (не разделяющиеся длительное время, в ряде случаев, дни, месяцы п годы - в зависимости от получаемой дисперсности и параметров смешиваемых сред) из несмешивающихся жидкостей и газов при очень малых энергозатратах, а также производят однородное распределение сухих порошковых материалов.

На основе использования разработанных движителей-генераторов колебаний и волн, электромеханических возбудителей могут создаваться самые различные волновые машины и аппараты, установки (периодического и проточного принципов действия) для реализации широкого круга волновых технологий в различных отраслях техники: в машиностроении, в

энергетике, в нефтегазовой промышленности, в материаловедении, в получении наноматериалов, стройматериалов, в химической технологии, в экологии, в пищевой промышленности и т.п.

Эти машины и устройства испытаны и внедрены в промышленности, разработаны типовые лабораторные, полупромышленные и промышленные машины, постоянно развиваются и расширяются.

Нами выполнен достаточно большой круг как научных разработок, так и лабораторных и промышленных экспериментов применительно к машиностроению, нефтегазовой промышленности, энергетике, нефтехимии, материаловедению, в частности, в строительном материаловедении, в получении наноматериалов, в экологии, в агропромышленном комплексе .

Например, в нефтегазовой промышленности достигнуто повышение производительности нефтяных и нагнетательных скважин, повышение нефтегазоотдачи пластов в российских и зарубежных нефтяных компаниях; в химической технологии - получение стабильных акриловых дисперсий порядка 250 нм для получения высококачественных красок, моющих порошков стабильной насыпной плотности упаковок; в энергетике - в получении и сжигании водотопливных эмульсий (работают установки в Хабаровске и в Херсоне); в строительстве - получены высокопрочные строительные материалы, созданы проточные системы для получения шпаклевок, всевозможных эмульсий, суспензий, растворов, производства пенобетонов высокой удельной прочности и др.; в машиностроении - эффективные моющие устройства для мойки и очистки деталей и узлов машин, устройства для получения высококачественных смазочно-охлаждающих жидкостей, волновые устройства (благодаря волновому резонансному эффекту теплообмена), позволяющие проводить термическую обработку с целью получения высокопрочных закаливаемых изделий с одновременным решением экологических задач; в пищевой промышленности - получение сухих диетических продуктов, пищевых добавок типа различных эмульсий, смазочных жидкостей для форм и др.; в молочной промышленности - гомогенизации молока до 1-3 мкм при сравнительно малых энергозатратах (при давлениях порядка 50-60 атм. - в то время как лучшие зарубежные гомогенизаторы используют 500-600 атм.), и др.;

Выполнен ряд экспериментов во многих других отраслях техники, в экологии, в нефтепереработке. Представленные здесь результаты позволяют получить представление о широких возможностях волновых технологий и волновых машин, реализующих их, составляющих новое направление технологии - как волновых технологий, так и волнового машиностроения, не имеющих аналогов в мировой практике. Это является российским приоритетом,

Именно такая постановка проблемы обеспечила успех и привела фактически к созданию новой области механики - нелинейной волновой механики многофазных систем - научной базы волновых технологий.

В процессе её разработок был открыт целый ряд волновых и колебательных явлений и эффектов, которые были положены в основу волновых технологий.

После первого этапа разработок научной части, открытия новых явлений и эффектов и их экспериментального подтверждения предстоял второй этап, также очень важный этап - этап создания волновых машин и агрегатов, и прежде всего, их движителей - гидродинамических генераторов колебаний и воли п электромеханических возбудителей. Имеющиеся источники возбуждения колебаний в вибротехнике и в ультразвуковой технике не годились но ряду причин: по показателям шумности, надежности, малого ресурса, и в ряде случаев из-за больших энергозатрат и по другим причинам. Таким образом ,возникла необходимость в разработке нового класса волновых движителей. Сначала создавали теорию генерации нелинейных колебаний и волн на основе использования как аналитических , так и численных методов исследований(математическое моделирование). Только после этого были созданы типовые волновые машины исходя из потребностей различных отраслей техники, а также отрабатывать конкретные технологии совместно со многими промышленными предприятиями России и за рубежом.

В получении **наноматериалов**, особенно в процессе интенсивного, равномерного, однородного, гомогенного смешения, в ряде случаев , волновая технология может не иметь других конкурентоспособных подходов (если еще учесть малую энергозатратность) – благодаря использованию нелинейных резонансных режимов.

Области эффективного применения волновых технологий в машиностроении

- получение высококачественных лакокрасочных и противокорозионных покрытий и их эффективное нанесение;
- получение консервантов высокого качества;
- получение высококачественных трансмиссионных и моторных масел и смазок с антифрикционными и другими присадками;
- получение высококачественных притирочных паст;
- получение клеевых композиций;
- регенерация отработанных масел;
- интенсификация процессов шлифования и полирования;
- решение экологических проблем, очистка промышленных отходов;
- повышение надежности работы машин и снижение себестоимости их производства за счет повышения качества очистки деталей сложной формы от разнообразных загрязнений;
- повышение качества лакокрасочных и других защитных и технологических покрытий благодаря
  повышению однородности, дисперсности и активации исходных .компонентов.

Литература

1. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Динамика частиц при воздействии вибраций. Киев: Наукова думка. 1975. 169 с.
2. Ганиев Р.Ф. (под ред.) Колебательные явления в многофазных средах и их использование в технологии. Киев: Техніка. 1980.
3. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Андреев В.Е., Котенёв Ю.А. Проблемы и перспективы волновой технологии много фазных систем в нефтяной и газовой промышленности / Под ред. Р.Ф. Ганиева. СПб.: ООО «Недра». 2008. 212с.
4. Ганиев Р.Ф. Лапчинский Г.Ф. Проблемы механики в космической технологии. М: Машиностроение. 1979.
5. Ганиев Р.Ф. (под ред.) Волновая техника и технология. Научные основы, промышленные испытания и их результаты, перспективы использования. / Под ред. Р.Ф.Ганиева. М.: Изд. фирма «Логос», 1993.
6. Ганиев Р.Ф., Низамов Х.Н. Стабилизация колебаний давления. М.: Изд. МГТУ пм. Н.Э.Баумана, 1993.
7. Ганиев Р.Ф., Низамов Х.Н., Дербуков Е.И. Волновая стабилизация и предупреждение аварий в трубопроводах. М.: Изд. МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1996.
8. Ганиев Р.Ф., Ковальчук П.С. Динамика систем твердых и упругих тел (резонансные явления при нелинейных колебаниях). Москва: Машиностроение, 1980.
9. Украинский Л.Е. (под ред. Ганиева Р.Ф.) Волновая технология в нефтяной промышленности / Под ред. Р.Ф. Ганиева. Уфа: РНТИК «Баштехинформ» АН РБ. 1999.
10. Украинский Л.Е. О движении твердых частиц в волновых нолях // Изв. РАН. МТТ. 2006. № 3.С. 58-70.
11. Ганиев Р.Ф., Цапенко А.С. О вибрационной стабилизации динамического равновесия и процессов перемешивания в газожидкостных системах // Докл. АН УССР. Сер.«А», 1979. № 10.
12. Украинский Л.Е. Динамическое поведение газовых включений в вязкой жидкости // Проблемы механики. / Под ред. Д.М. Климова. М: Физматлит. 2003. С. 215-220.

13. Ганиев Р.Ф., Холопова В.В. Нелинейные колебания тела с жидкостью, совершающего движения в пространстве // Прикладная механика. 1975. Т. 11, Вып. 2.
14. Ганиев Р.Ф., Кононенко В.О. Колебания твердых тел //М.: Наука, 1976.
15. Авдуевский В.С., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Движение газовых пробок к капилляре при действии вибрации // ДАН. 1998. Т. 356. № 3.
16. Авдуевский В.С., Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Движение газового включения в капилляре под воздействием вибрации // Изв. РАН. Сер. МЖГ. 1998. № 2.
17. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Фролов К.В. Волновой механизм ускорения движения в жидкости в капиллярах и пористых средах // ДАН СССР, 1989. Т.306. № 4.
18. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Ганиев О.Р. Резонансные фильтрационные потоки в пористой среде, насыщенной жидкостью // ДАН. 2007, Т. 412. № 1. С. 1-4.
19. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. О стабилизации малых возмущений течения Пуазейля в канале с упругими стенками // Изв. РАН. МЖГ. 1988. № 3.С. 67-72.
20. Ганиев Р.Ф., Малых Ю.Б., Украинский Л.Е. Линейная устойчивость течения вязкой несжимаемо/! жидкости в круглой вязкоупругой трубе // Изв. РАН. МЖГ. 1986. № 6. С. 126-134.
21. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Моногармонические колебания, ответвляющиеся от течения Пуазейля в податливой трубе круглого поперечного сечения // Изв. АН СССР. МЖГ. 1991. № 4. С. 31-39.
22. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Экспериментальное исследование однонаправленных течений в пористой среде, насыщенной жидкостью, при волновом воздействии // ДАН. 2006. Т. 409. № 1.
23. Ганиев Р.Ф., Кобаско Н.И., Фролов К.В. Волновая технология в упрочнении материалов // Международный центр научно-технической информации. М.: Изд. «Научно-технический прогресс в машиностроении». 1989. Вып. 18.
24. Ганиев Р.Ф., Лакиза В.Д. Об эффектах вибрационной устойчивости и вибрационного перемешивания в нелинейной колебательной системе жидкость-газ // Машиноведение. 1979. № 5.С. 9-15.
25. Ганиев Р.Ф., Цапенко А.С. О вибрационной стабилизации динамического равновесия и процессов перемешивания в газожидкостных системах // Докл. АН УССР Сер. «А». 1979. № 10.
26. Ганиев Р.Ф., Гранова Г.Н., Украинский Л.Е. О пространственных формах движения пузырьков в условиях их проникновения в колеблющуюся жидкость // Машиноведение. 1989. № 1.
27. Гранова Г.Н., Украинский Л.Е. О пространственных формах движения пузырьков в условиях проникновения в колеблющуюся жидкость // Проблемы механики / Под ред. Д.М. Климова. М: Физматлит. 2003.С. 311-330.
27 Украинский Л.Е. Динамическое поведение газовых включений в вязкой жидкости // Пробелмы механики / Под ред. Д.М.Климова. М.:Физматлит. 2003.-С. 749-761.
28 Ганиев Р.Ф. Волновая технология в машиностроении // Вестник машиностроения. 1992. № 10-11. С.3-7.
30. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е., Устенко И.Г. Волновая динамика смеси ткань-жидкость-газ и эксперимент // Проблемы машиностроения и надежности машин. 1997. № 4.
31. Ганиев Р.Ф., Фомин В.Н. и др. // Влияние мехноактинации на процент модификации поверхности в водных дисперсных системах пигментов // ДАН. 2006. Т. 407. № 4. с. 494-501.
32. Ганиев Р.Ф., Корнеев А.С., Украинский Л.Е. Об эффекте волнового диспергирования газа в жидкости // ДАН. 2007. Т. 416. № 3. С. 1-3
33. Ганиев Р.Ф., Жебынёв Д.А., Корнеев А.С., Украинский Л.Е. Экспериментальное исследование волновых диспергаторов газа и жидкости // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2007. № 6.
34. Ганиев Р.Ф. Научные основы нелинейной волновой механики и волнового

машиностроения // Труды 8 Всероссийского съезда по теоретической и прикладной механике. Пермь, 2002.
35. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. Москва: 2008.

НОВЫЙ ЭТАП ПРИМЕНЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В АВИАСТРОЕНИИ

Чернышев С.Л., чл.-корр. РАН, исп. директор ЦАГИ
(ЦАГИ, М.О., Жуковский, Россия)

В результате работ, выполненных в предыдущие десятилетия научно-исследовательскими институтами ЦАГИ, ВИАМ, НИАТ и др. а также конструкторскими бюро и заводами авиапромышленности, композиционные материалы (КМ) используются во всех отечественных самолетах и вертолетах последнего поколения (Ту-204, Ту-334, Ил-96, Ил-114, Ка-50, Ан-70, Ан-148, RRJ-95 и др.). Главным образом они применяются при изготовлении органов управления и агрегатов механизации крыла и оперения, лопастей, обтекателей, створок, а также конструкций воздухозаборников и капотов двигательных установок. Успешно эксплуатируются самые крупногабаритные изделия из КМ в отечественном авиастроении – воздухозаборник центрального двигателя самолета Як-42 длиной 7,5 м и створки грузового люка Ан-124 длиной 12 м, оба изделия сотовой конструкции. С применением КМ создано крыло обратной стреловидности экспериментального истребителя С-37 «Беркут» (рис.1), оперение самолетов Ан-70, 1-44 [1].



Рис. 1. Самолет «Беркут» с углепластиковой обшивкой крыла обратной стреловидности

Для авиастроения разработано множество композиционных материалов различного назначения. Однако в последние годы КМ недостаточно внедрялись в конструкцию отечественных ЛА по ряду причин и, в первую очередь, вследствие недостаточного научно-технического задела и низкого, по сравнению с зарубежным, технического уровня материалов, проектирования и технологий производства изделий из КМ в ОКБ и на заводах РФ для перехода к очередному, новому этапу применения композитов в ответственных силовых конструкциях ЛА.

В отечественных пассажирских самолетах КМ пока не применяются в силовых (высоконагруженных) конструкциях оперения (киль, стабилизатор), крыла и фюзеляжа. В результате максимальный объем применения КМ в планере пассажирских самолетов

ограничивается величиной 8 % (Ту-204, Ту-334), характерной для первого этапа их внедрения.

На рис. 2 представлено изменение объема применения композитов по годам для планера в целом на зарубежных магистральных самолетах.

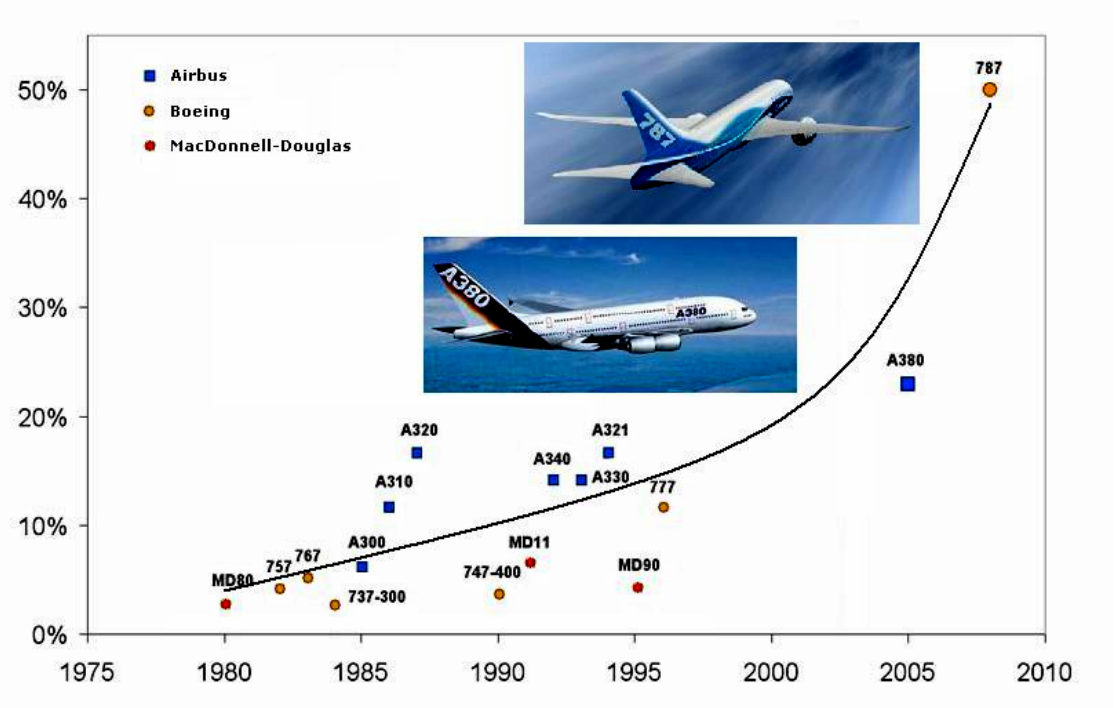


Рис. 2. Динамика роста объема применения композитов
в конструкции планера пассажирского самолета

Как видно, новые самолеты фирм Эйрбас и Боинг, выпущенные после 1987 г., имеют объем внедрения КМ не менее 10 %, главным образом за счет изготовления из композитов оперения, а также гондол двигателей, балок пола и шпангоутов фюзеляжа (А340). Намечавшееся на этом (втором) этапе внедрение КМ в силовую конструкцию оперения российского самолета Ту-204 не было реализовано.

В последние годы в зарубежной практике началось существенное расширение объема применения КМ за счет их использования в силовых конструкциях крыла и фюзеляжа как гражданских, так и военных самолетов. Так, в новейшем европейском самолете Эйрбас А380 из углепластика изготавливается центроплан крыла, заднее гермоднище фюзеляжа, оперение. Общий объем применения КМ, с учетом слоистого металлокомпозита GLARE (российский аналог СИАЛ – стекло и алюминий), составляет для А380 24 % (рис.2).

В перспективном пассажирском самолете Боинг-787 из композитов изготавливается большая часть крыла и фюзеляжа с доведением объема их применения в конструкции планера до 50 % и ожидаемым снижением веса конструкции по сравнению с металлической на ~10 %. В конструкции создаваемого самолета А350 фирмы Эйрбас доля КМ составит ~52 % при значительном повышении весовой и, как следствие, топливной эффективности.

В американском истребителе 5-го поколения Локхид Мартин F/A-22 этот объем составляет 25 %, причем наряду с традиционными элементами из усовершенствованного углепластика изготавливаются обшивка и рядовые лонжероны крыла, силовые нервюры и лонжероны горизонтального и вертикального оперений, обшивка носовой части фюзеляжа. Для последнего случая опубликованы данные и по эффективности применения КМ: ~20% – снижение массы и стоимости элементов, 50% – уменьшение количества

деталей. Многие конструкции являются смешанными металло-композиционными, при этом одновременно с увеличением доли КМ наблюдается расширенное применение титановых сплавов, и то, и другое – за счет уменьшения доли алюминиевых сплавов.

Быстрыми темпами расширяется использование КМ в вертолетостроении, при производстве беспилотных и малоразмерных летательных аппаратов, в авиации общего назначения. Так, например, конструкция вертолета Белл / Боинг V-22 на 41 % выполнена из композиционных материалов, а силовая конструкция планера самолета «Старшип» (США) является практически полностью композиционной.

Создание силовых композиционных конструкций планера на базе высокопрочных КМ и современных технологий производства принято на ближайшие 15÷20 лет в качестве приоритетного направления как в США, так и в странах ЕС, с крупномасштабным финансированием соответствующих исследований и ОКР при государственной поддержке.

Например, еще в 1971÷1993 г.г. в США была выполнена финансируемая через NASA государственная программа ACEE стоимостью сотни миллионов долларов с участием фирм Боинг, Локхид, Дуглас по внедрению полимерных КМ в средненагруженные конструкции планера. Основными заслуживающими внимания особенностями указанной программы являются высокая степень наземной экспериментальной отработки конструктивно-технологических прототипов и широкомасштабные летные исследования этих конструкций в эксплуатации после их сертификации FAA и установки на самолеты DC-10 (панели, балки пола, руль направления, киль), L-1011 (внутренний элерон и киль), B-737 (интерцепторы, рули, мотогондолы, стабилизатор) и т.п.

К 1993 г. в коммерческой эксплуатации находилось ~350 таким образом внедренных опытных композиционных агрегатов с общим налетом свыше $5{,}3 \cdot 10^6$ летных часов. Аналогичные ACEE программы были развернуты в 1990-2010 годах в США и Европе по созданию композиционных конструкций крыла и фюзеляжа пассажирского самолета. В частности, можно упомянуть профинансированную странами ЕС программу «Углепластиковый фюзеляж».

Все эти работы создали научно-технологическую основу для очередного расширения применения КМ в авиаконструкциях, способствовали бурному развитию материалов, технологий производства, методов проектирования, сертификации и эксплуатации композитных конструкций.

Таким образом, в последнее десятилетие оформился и реализуется новый (третий) этап внедрения КМ в авиастроении. Характерные основные его черты следующие:

- создание крупногабаритных ответственных композитных конструкций крыла и фюзеляжа с использованием накопленного на предыдущих двух этапах опыта и переходом к преимущественно композиционному планеру самолета в целом,
- формирование новых оптимальных для КМ, силовых схем решений, наиболее полно учитывающих в каждом конкретном случае особенности композитов, весовые, ресурсные, экономические и эксплуатационные показатели их эффективности,
- использование усовершенствованных композиционных материалов, в первую очередь высокопрочных, ударостойких углепластиков нового (третьего) поколения с элементами интеллектуальности и нанотехнологий, а также принципиально новых автоматизированных технологий производства конструкций (пултрузия, инфузионные технологии, пространственное армирование и т.д.).

Потенциальный объем применения КМ в планере пассажирских самолетов после 2020 г. ожидается на отметке 60-70 % при снижении массы композитной части конструкции и ее стоимости на 20-25 % по сравнению с металлической, изготовленной на современном уровне. В то же время прогресс в области металлических конструкций по указанным показателям прогнозируется на уровне не выше 10 %. По оценкам экспертов, развитие композитных технологий наряду с прогрессом в двигателестроении и

аэродинамике внесет наибольший вклад в повышение летно-технических, экономических и эксплуатационных характеристик ЛА будущего.

В СССР работы по научно-техническому заделу для третьего этапа внедрения КМ также были начаты. Убедительным примером может служить созданный в 1986 г. в ЦНИИСМ (Хотьково) при участии ММЗ им. Ильюшина, ВИАМ и ЦАГИ экспериментальный углепластиковый отсек фюзеляжа пассажирского самолета типа Ил-114 (рис.3).



Рис. 3. Экспериментальный композитный отсек фюзеляжа сетчатой конструкции

Была использована характерная для ракет намоточная сетчатая технология, достигнутый выигрыш в массе конструкции по сравнению с дюралевой составил 8 %. Однако, после 1991 г. соответствующие работы были практически свернуты.

Очевидно, что перед отечественным авиастроением стоит задача быстрейшего восстановления достигнутого к тому времени уровня и широкого развертывания работ третьего этапа по внедрению КМ в конструкции ЛА. На этом пути имеется и должен быть решен ряд научно-технических и практических проблем. К ним, в частности, относятся:

- создание и развертывание производства отечественных ударостойких высокопрочных углепластиков третьего поколения со стабильными характеристиками прочности монослоя на уровне 3000 МПа при растяжении и 1800 МПа при сжатии,
- освоение современных технологий и оборудования, создание высокоавтоматизированных участков для изготовления крупногабаритных конструкций крыла и фюзеляжа из КМ,
- разработка методов многодисциплинарного проектирования и расчета прочности, аэроупругости, ресурса и живучести таких конструкций при длительной эксплуатации,
- исследование закономерностей поведения и разрушения композитных материалов и силовых конструкций с учетом производственных, эксплуатационных и ударных повреждений, климатических факторов, старения, вибрационных и акустических нагрузок,
- создание нормативных требований, экспериментальной базы, методов испытаний, сертификации, ремонта, неразрушающего и встроенного контроля, поддержания летной годности и безопасной эксплуатации металло-композитных конструкций для ЛА различных типов,
- разработка и исследование технологических и прочностных демонстраторов крыла и фюзеляжа из КМ с целью верификации разработок, оценки достаточности научно-технического задела, прогнозирования ожидаемой эффективности при внедрении в создаваемые ЛА.

Указанные работы сейчас комплексно ведут НИИ и ОКБ авиационной промышленности с привлечением ряда университетов и институтов РАН в рамках Государственных программ развития гражданской авиационной техники и оборонно-промышленного комплекса РФ. Так, в ЦАГИ в течение нескольких последних лет созданы основы системы обеспечения прочности и ресурса силовых композитных конструкций, модернизирована необходимая для их испытаний и сертификации экспериментальная база [2]. Даны рекомендации по расширению применения КМ в самолетах Ту-204 СМ, RRJ, МС-21. Аналогичные работы по соответствующей направленности выполнены в ВИАМ, НИАТ, НПО «Технология», ОАК.

В опытном маневренном самолете объем применения КМ в крыле и фюзеляже достиг ~25 %. В разрабатываемых региональном самолете RRJ-130 (2013-14 г.г.) и ближне-среднем магистральном самолете МС-21 (2014-16 г.г.) предполагаются композитные крылья, причем планер МС-21 проектируется выполненным на ~ 35% из полимерных КМ (рис.4, данные ОАО «Иркут»).

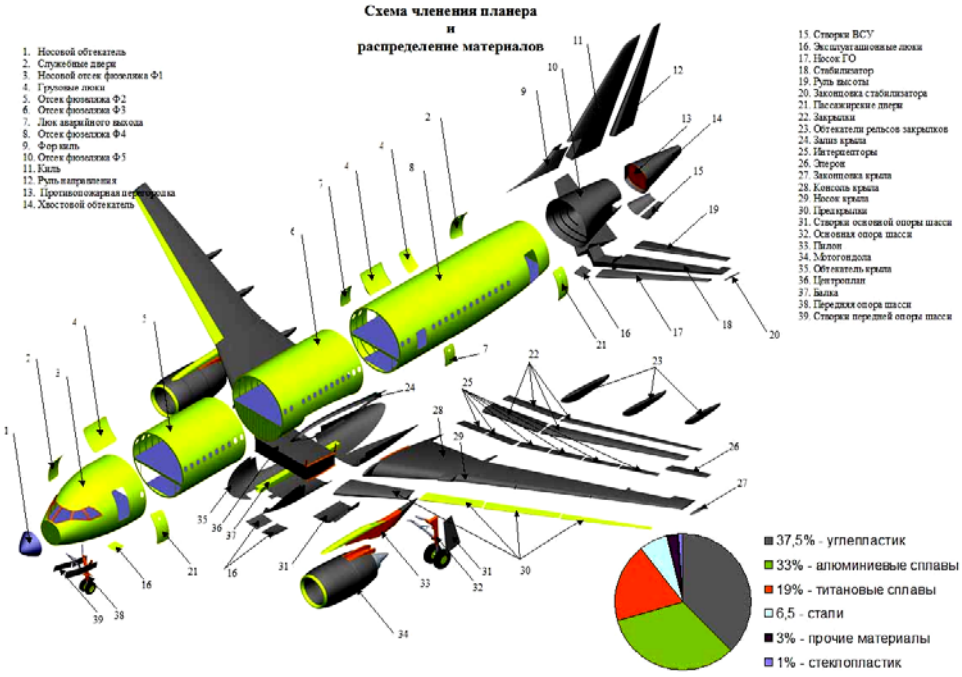
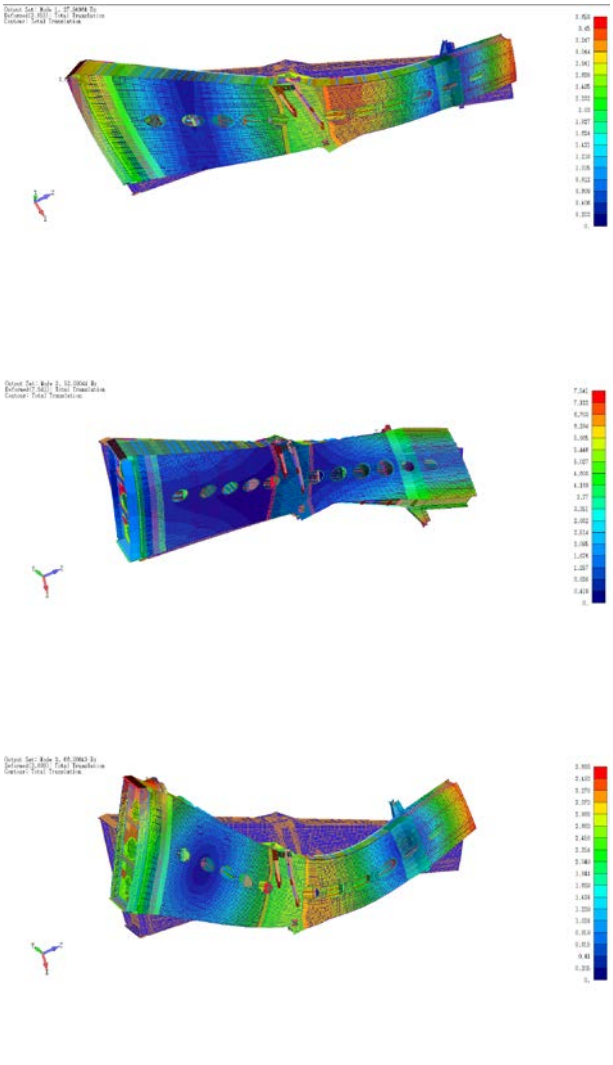


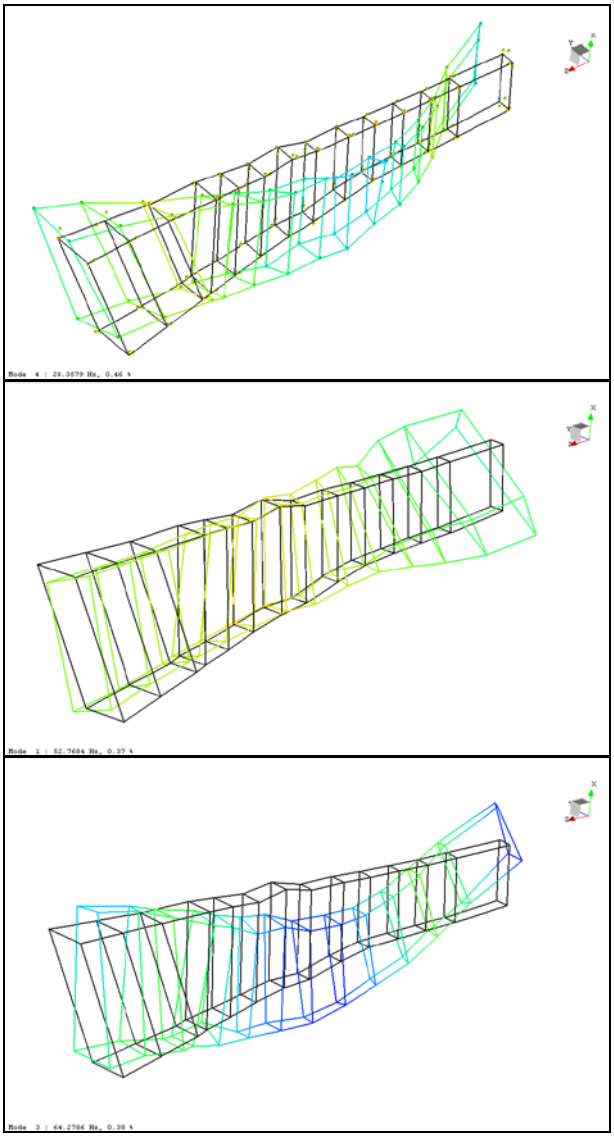
Рис. 4. Материалы, используемые в конструкции планера самолета МС-21

Для конструирования, отработки технологии и производства КМ-крыльев и оперения в 2009 г. создана специализированная организация ЗАО «АэроКомпозит», которая совместно с ЦАГИ и ОАК уже выполнила необходимые проектные и расчетно-экспериментальные работы по созданию прототипа консоли крыла на основе импортных композитных материалов и технологий. Пример проведенного в ЦАГИ исследования прочности и аэроупругости прототипа кессона крыла приведен на рис.5. Его результаты подтвердили в целом достоверность разработанных расчетных методов, правильность и эффективность заложенных конструктивно-технологических решений.

В рамках 7-й Европейской рамочной программы при совместном финансировании со стороны ЕС и РФ начаты работы по созданию опытных отсеков композитного фюзеляжа по сетчатой технологии (2011-2014г.г.) и адаптивных элементов крыла (рис.6). Эти исследования открывают новые сферы применения композиционных материалов и повышения эффективности авиаконструкций. Как видим, в проблеме использования КМ в авиастроении РФ наметился инновационный прорыв в кооперации с зарубежными технологическими фирмами.

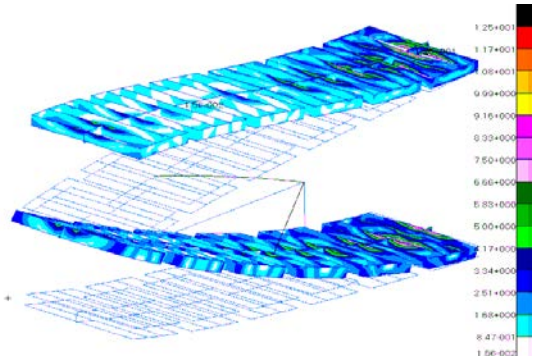


Расчетные исследования прототипа кессона с использованием конечно-элементного моделирования (пакет программ FEMAP)

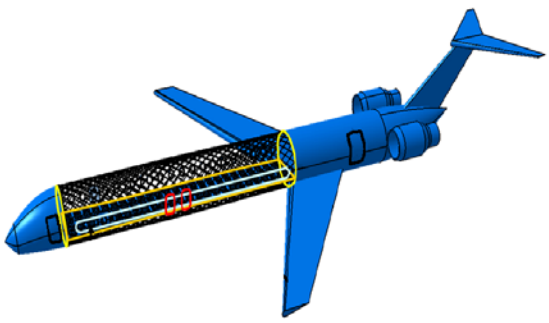


Частотные испытания прототипа кессона – штатная методика ЦАГИ (использование комплекса LMS)

Рис. 5. Расчетно-экспериментальные исследования КМ-прототипа кессона



а



б

Рис. 6. Адаптивная носовая кромка крыла (а) и новая «про-композитная» концепция фюзеляжа магистрального самолета (б) – ожидаемое снижение веса конструкции 15-20 %

Список литературы

1. Проектирование, расчет и испытания конструкций из композиционных материалов. Вып.1-11. Изд. ЦАГИ. 1973-1982.
2. Замула Г.Н., Зиченков М.Ч. Комплекс прочности ЦАГИ - основные направления деятельности и тенденции развития. Труды ЦАГИ. 2011. Вып.2698.
3. Harris C.E., Starnes J.H., Shuart M.J. An Assesment of State-of-the Art in the Desigh and Manufacturing of Large Composite Structures for Aerospase Vehicles. NASA/TM-2001-210844, Langley Research Center, Hampton, USA, 2001.

УДК 532.516.5

УРАВНЕНИЕ НЬЮТОНА ДЛЯ РЕАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ВЯЗКОМ ТРЕНИИ

STRESS- AND DEFORMATION-TENSORS RELATION FOR A FLOW OF NEWTON'S VISCOUS LIQUID

Албагачиев А.Ю., д.т.н., Кушнир А.П., к.т.н.
(МГУПИ, Москва)

Рассматривается проблема трения в ньютоновских средах для случая течения Куэтта при малых зазорах
Ключевые слова: *вязкое трение, зазор, ньютоновская жидкость, течение Куэтта*

The problem to be solved is theoretical definition of Newton's liquid viscosity under small clearances during M.Qouette's current. The obtained result discovers new feathers of Newton liquid viscosity
Key words: *viscous friction, small clearances, Newton's liquid, Qouette's current*

Один из наиболее часто встречающихся на практике случай течения газа или жидкости между параллельными подвижной и неподвижной плоскими поверхностями при отсутствии градиента давления представляет собой течение Куэтта, рис.1.

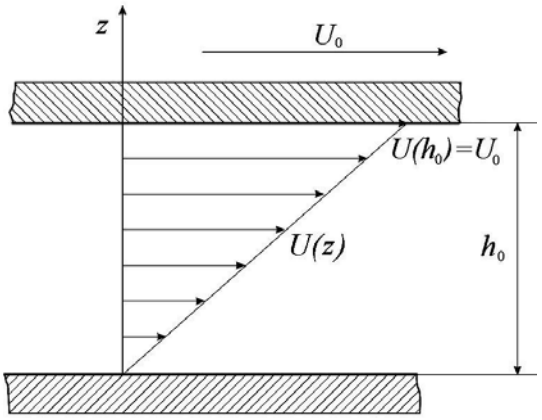


Рис.1. Схема течения Куэтта

Такое течение наблюдается не только в случае плоскопараллельного движения, но встречается также, например, в машинах с вращающимися дисками – в бесконтактных уплотнениях шпиндельных узлов металлорежущих станков, в подшипниковых узлах с пластичной смазкой и т.п.

Существует одна особенность закона для вязкого трения [1] – при малых зазорах в случае течения Куэтта закон Ньютона дает существенно завышенные результаты [2]. Это объясняется тем, что теоретически величина касательных напряжений в ньютоновской среде пропорциональна градиенту скорости. Вместе с тем, при течении Куэтта разность скоростей стенок является постоянной величиной. Соответственно при уменьшении зазора между плоскостями до нуля касательные напряжения, согласно закону Ньютона, будут стремиться к бесконечности.

$$\tau = \lim_{h_0 \to 0} \mu \frac{dU(z)}{dz} = \lim_{h_0 \to 0} \mu \frac{U_0}{h_0} \to \infty, \qquad (1)$$

где τ - касательные напряжения, Н/м^2; μ - динамический коэффициент вязкости, Н·с/м^2; h_0 – расстояние (величина зазора) между плоскостями, м; $U(z)$ - скорость течения среды в зазоре, м/с; U_0 - скорость движения плоскости, м/с.

Таким образом, при уменьшении зазора между параллельными подвижной и неподвижной плоскостями сила жидкостного трения стремится к бесконечности, что не наблюдается на практике. Расхождение между теоретическими и практическими данными можно объяснить тем, что закон для вязкого трения справедлив в случае абсолютно гладких и ровных поверхностей. Реальные же поверхности не являются идеальными, поэтому влияние микрогеометрии, шероховатости, отклонения от плоскостности и другие параметры поверхностей могут существенно влиять на характер трения при малых зазорах.

Рассмотрим область жидкостного трения шероховатых поверхностей при зазорах, соизмеримых с высотой микронеровностей, рис.2.

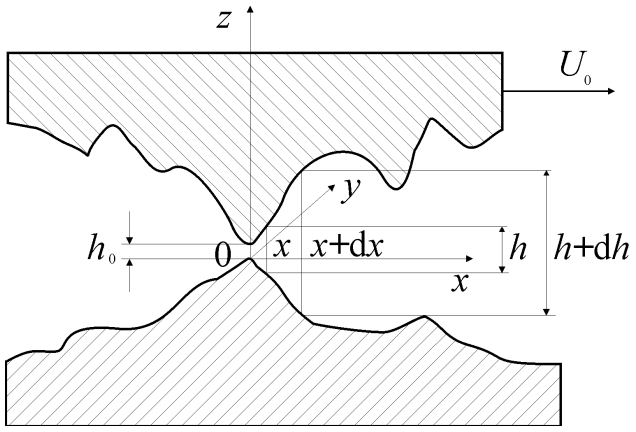


Рис.2. Профили реальных поверхностей

В общем случае расстояние между плоскостями описывается некоторой функцией *f(x),* которая после линеаризации на отрезке вблизи начала координат может быть приведена к следующему виду

$$h = h_0 + f(x) = h_0 + kx \qquad (2)$$
$$0 < x \le x_o$$

В предположении линейного контакта поверхностей получаем выражение для силы жидкостного трения F в соответствии с классическим уравнением Ньютона

$$F = \lim_{x \to 0} \int_x^{x_0} \mu \frac{U_0}{h_0 + kx} \Delta y dx = \mu \frac{U_0}{k} \Delta y \lim_{x \to 0} \left(\ln \frac{h_0 + kx_o}{h_0 + kx} \right) \qquad (3)$$

Полученное выражение показывает, что даже для шероховатых поверхностей использование закона Ньютона в области малых зазоров приводит к существенной ошибке, так как в пределе при приближении зазора h_0 к нулю, сила трения F стремится

к бесконечности даже в случае ограниченного бесконтактного взаимодействия поверхностей.

Предположим, что скорость частиц $U(z)$ представляет собой непрерывную функцию, дифференцируемую в окрестностях некоторой точки "a". В этом случае допустимо использовать разложение функции скорости частиц $U(z)$ в ряд Тейлора. Ограничиваясь первыми двумя членами разложения можно определить изменение импульса для потока частиц, двигающихся соответственно вдоль отрицательного и положительного направлений оси "z". Далее, используя второй закон Ньютона определяем величины касательных напряжений "τ", возникающих в плоскости, перпендикулярной оси "z".

Так как суммирование должно проводиться по всей высоте зазора, необходимо уточнить пределы интегрирования. В особенности это важно для шероховатых поверхностей. Примем, что номинальный зазор h в зазоре – это расстояние между выступами двух рассматриваемых поверхностей. Реальный зазор будет больше на величину, пропорциональную высотам микронеровностей поверхностей. Примем, что поверхности имеют параметры шероховатости, соответственно, R_{a1} и R_{a2}. В этом случае приближенно можно принять следующие пределы интегрирования

$$\tau = \frac{4}{3} m < l > \frac{dU(z)}{dz} \sum \frac{N}{\Delta S \cdot \Delta t} =$$

$$= \frac{1}{3} m < l > \frac{dU(z)}{dz} \cdot \frac{f \cdot n_0}{\pi} \cdot \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^{\pi/2} Sin\theta \cdot Cos\theta \cdot d\theta \int_0^{h+R_{a1}+R_{a2}} \exp(-\frac{r}{< l >}) \cdot dr =$$

$$= \frac{1}{3} < \upsilon > m \cdot n_0 < l > \cdot [1 - \exp(-\frac{h + R_{a1} + R_{a2}}{< l >})] \cdot \frac{dU(z)}{dz} \qquad (4)$$

Окончательно получаем после преобразования выражения (4)

$$\tau = \mu \cdot [1 - \exp(-\frac{h + R_{a1} + R_{a2}}{< l >})] \cdot \frac{dU(z)}{dz} \qquad (5)$$

$$\mu_0 = \mu \cdot [1 - \exp(-\frac{h + R_{a1} + R_{a2}}{< l >})], \qquad (6)$$

где

$$\mu = \frac{1}{3} < \upsilon > m \cdot n_0 < l > = \frac{1}{3} \rho < l > < \upsilon > \qquad (7)$$

ρ – плотность среды, кг/м^3;

μ_0 - динамический коэффициент вязкости с учетом величин реальных зазоров, Н·с/м^2

Полученное выражение (5) показывает, что касательные напряжения зависят не только от градиента скорости и вязкости среды, но и от величины относительного зазора $(h + R_{a1} + R_{a2})/<l>$. При относительно больших зазорах полученное выражение (5) совпадает с уравнением Ньютона, а выражение (6) сводится к известному соотношению (7), которое было впервые выведено Дж. Максвеллом для газов.

На рис.3 проведено сравнение результатов расчета по закону Ньютона (1), кривая 1, а также по уточненной зависимости (18) для двух случаев:

- для "гладких" поверхностей, кривая 2;
- для шероховатых поверхностей, кривая 3.

Как показано на графике в области малых зазоров касательные напряжения, подсчитанные по зависимости (18) в отличие от выражения (1) не стремится к бесконечности, а имеет вполне конечные пределы, зависящие от шероховатостей поверхностей.

Таким образом, уточнённая формула (18) показывает, что касательные напряжения являются конечными даже в области малых зазоров.

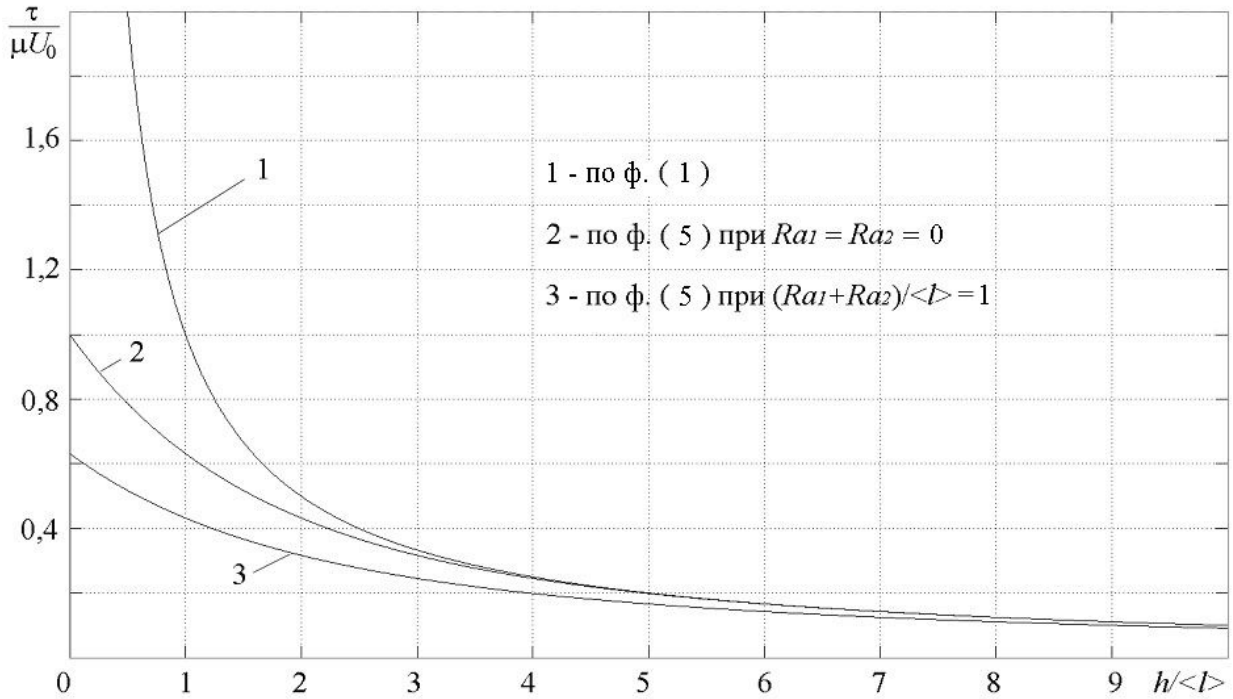


Рис.3. Зависимость относительных касательных напряжений от относительного зазора между поверхностями

Выводы:

1. Получены теоретические зависимости, определяющие поведение ньютоновских сред при малых зазорах с учетом параметров шероховатости поверхностей трения.

2. Полученные теоретические выражения (5), (6) качественно более правильно описывают поведение газов и других ньютоновских сред в области малых зазоров.

3. В случае относительно широких зазоров и "гидродинамически гладких" поверхностей полученные уравнения (5), (6) сводятся к классическим законам Исаака Ньютона и Джорджа Максвелла.

Список литературы

1. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1979. 904 с.

2. Koushnir A.P., Albagachiev A.U. Friction in Newtonian liquids in the conditions of small clearances. Naukova Mysl Informacyjnej Powieki – 2012. Vol. 29 Fizyka. Przemysl Nauka I Studia, 2012. Str. 29-32.

УДК534:531.43

КОЛЕБАНИЯ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

FLUCTUATION IN THE CUTTING FORCES IN DRILLING

А.Ю. Албагачиев, д.т.н., А.В. Михеев.
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия)

Рассмотрены различные модели возникновения колебаний при резании. Предложена математическая модель колебаний, учитывающая нестационарность стружкообразования и динамические характеристики резания.

Ключевые слова: *колебания; нестационарность; стружкообразование; динамика; глубина резания.*

A study of the different models of oscillations occurring during metal-cutting process is given.Was developed the mathematicalmodel of vibrations, which takes into accountunsteadychip formation andthe dynamic characteristicsof cutting.

Keywords: *oscillations; unsteady; chip formation; dynamics; depth of cut.*

Колебания сверла можно разделить на поперечные, продольные и крутильные. Колебания инструмента во время сверления происходят по причине колебаний силы резания, биения шпинделя станка, неравномерности подачи и неодинаковой заточки режущих кромок. Ниже рассмотрены только крутильные и осевые колебания из-за изменения силы резания.

Модель силы резания

Процесс резания металлов не является статическим. Образование стружки происходит по методу сдвига последовательного тонких слоёв материала (рис. 1).

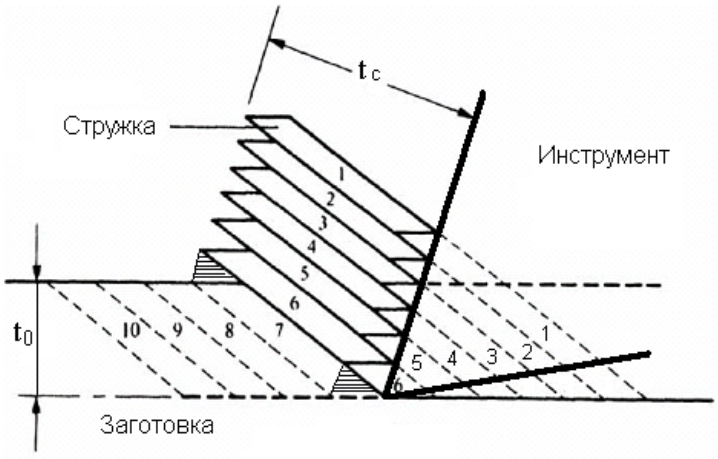


Рис. 1

При резании накопленная деформация в области,прилегающей к передней поверхности режущего инструмента,будет увеличиваться, пока не достигнетзначения деформации разрушения, после чего произойдёт мгновенное образование трещины.

После возникновения трещины сдвиг слоя материала как целого вдоль оставшейся перемычки потребует меньшей энергии, чем продолжение пластической деформации. Переход от пластической деформации к сдвигу вызовет падение силы резания.

Величина падения силы резания определяется разницей между силой P до и силой P_T после образования трещины. Главная составляющая силы резания P_Z складывается из

силы $P_{ПЛ}$, необходимой для пластической деформации по передней поверхности, сил трения по передней$P_{тп}$ и задней$P_{тз}$ поверхностям, силы $P_{У}$, производящей упругую деформацию по задней поверхности, и силы сдвига перемычки $P_{ПР}$. Во время образования трещины пластическая деформация не происходит и сила $P_{ПЛ}$ не действует.Таким образом амплитуда колебаний при периодических процессах сдвига равна силе $P_{ПЛ}$. В промежутках между образованием трещин сила $P_{ПЛ}$ изменяется приближенно по линейному закону. Следовательно, изменение главной составляющей силы резания можно описать при помощи пилообразной функции, которая задаётся радом Фурье:

$$\varphi(t)=\frac{1}{2}-\frac{1}{\pi}\sum_{n=1}^{\infty}\left(\frac{1}{n}\sin\frac{2n\pi t}{T}\right), \quad (1)$$

где T – период функции

Для моделирования отклонений силы резания достаточно ограничится первыми тремя членами ряда:

$$\varphi(t)=\frac{1}{2}-\frac{1}{\pi}\left(\sin\frac{2\pi t}{T}+\frac{1}{2}\sin\frac{4\pi t}{T}+\frac{1}{3}\sin\frac{6\pi t}{T}\right) \quad (2)$$

Момент главной силы резания при сверлении сплошного материала может быть представлен как:

$$M=\frac{R}{2}P_Z=\frac{R}{2}\left(P_{ПЛ}\cdot\varphi(t)+P_{ПР}+P_У+P_{тп}+P_{тз}\right) \quad (3)$$

Силы $P_{ПЛ}$, $P_{тп}$, $P_{тз}$, $P_{У}$ находятся по формулам:

$$\begin{aligned} &P_{ПЛ}=\beta\sigma_S abk_c^m\cos\delta \\ &P_У+P_{тп}+P_{тз}=\beta\sigma_S abk_c^m\left[\mu_1\sin\delta+k\left(\mu_2\cos\alpha-\sin\alpha\right)\right] \end{aligned} \quad (4)$$

где: *a* и *b*– толщина и ширина срезаемого слоя, мм; β - коэффициент Лоде, учитывающее влияние среднего главного напряжения, для ортогонального резания β = 1,155;

σ_S – условный предел текучести обрабатываемого материала МПа;

k_c - коэффициент усадки стружки;

m - показательполитропы сжатия (по В.Д. Кузнецову *m* =1,25);

μ_1 и μ_2 – коэффициенты трения по передней и задней поверхностям;

k – коэффициент

$\delta=\alpha+\beta=90^\circ-\gamma$, γ - передний угол инструмента;

α - задний угол инструмента.

Сила сдвига перемычки $P_{ПР}$ и величина хода инструмента при которой происходит разрушение s_p рассчитывается по формуле приведённой Воронцовым А.Л.:

$$\begin{aligned} &P_{ПР}=0.5\beta\sigma_S ab\frac{k_c-\sin\gamma}{\cos\gamma}\left[1-\exp\left(-\frac{e_p}{2.31}\right)\right] \\ &s_P=\frac{e_P h_2}{2.31\cos\gamma}=\frac{e_P ak_c}{2.31\cos\gamma} \end{aligned} \quad (5)$$

Где e_p – деформация разрушения;

h_2 – толщина стружки.

Период колебаний определяется по величине s_pисходя из расстояния, пройденного точкой, находящейся на половине радиуса сверла, частоты вращения $n_{св}$ (об/мин) и диаметра D:

$$T=\frac{s_P 60}{\pi R\cdot n_{св}}=\frac{s_P 30}{\pi D\cdot n_{св}}=\frac{30e_p ak_c}{\pi D\cdot n_{св}\cdot 2.31\cos\gamma},\ (сек.) \quad (6)$$

После подстановки выражение для зависимости момента резания от времени и толщины срезаемого слоя принимает вид:

$$M(t)=\frac{a\cdot R\cdot C_1}{2}\left[\frac{\cos\delta}{2}-\frac{\cos\delta}{\pi}\left(\sin\frac{2\pi t}{a\cdot C_3}+\frac{1}{2}\sin\frac{4\pi t}{a\cdot C_3}+\frac{1}{3}\sin\frac{6\pi t}{a\cdot C_3}\right)+C_2\right] \quad (7)$$

Где: $C_1=\beta\sigma_S bk_c^m$; $C_2=\mu_1\sin\delta+k\left(\mu_2\cos\alpha-\sin\alpha\right)$; $C_3=\frac{30e_p k_c}{\pi Dn_{св}2.31\cos\gamma}$ - постоянные для заданных режимов резания, материала заготовки и параметров инструмента.

Осевая сила резания F_o и момент резания M считаются сосредоточенными. Осевую силу можно выразить через момент резания:

$$F_o=\mu_p\frac{M_o}{R}, \quad (8)$$

где: μ_p - постоянный коэффициент.

В качестве иллюстрации произведён расчёт главной составляющей силы резания для конкретных условий обработки: Инструмент – спиральное сверло D = 10мм, φ` = 60°, γ = 5°, α = 12°, к = 0,25. Обрабатываемый материал – чугун σ_s = 310 МПа, $к_c$=1,97, e_p = 0,7, μ_1 = μ_2 = 0,5. Режимы резания: s_o = 0.22 мм/об., u = 22м/мин, n = 700 об/мин. С этими данными: C_1 = 4178; C_2 = 0,78; C_3=0,00082; a = 0,2мм.

Период колебаний T = 164 мкс, частота f = 6097Гц. График изменения силы резания представлен на рис. 2:

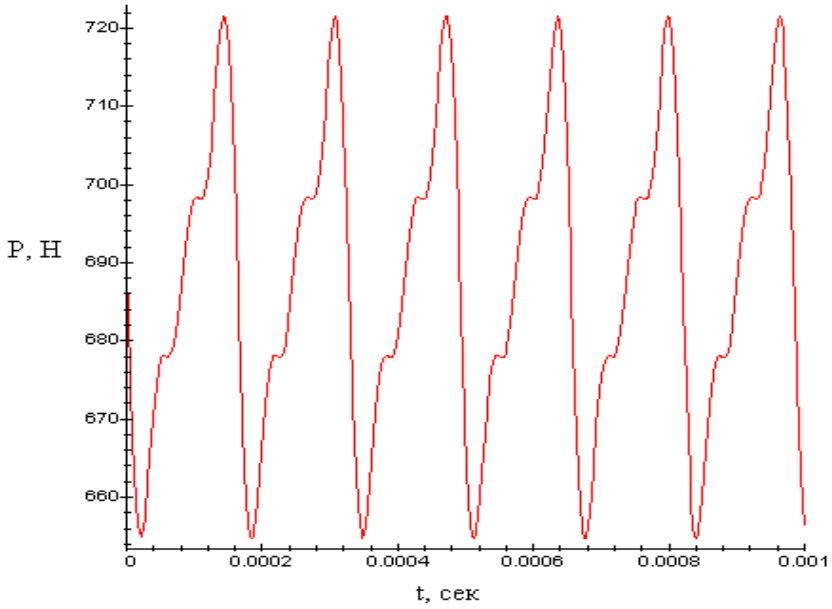


Рис. 2.

Минимальная сила – 655 Н, максимальная – 720 Н, амплитуда колебаний – 65Н.

Модель процесса сверления

Продольные и крутильныеколебания определяются преимущественно упругими свойствами подсистемы инструмента, что даёт возможность построения модели с одной приведённой массой и моментом инерции, обладающей двумя степенями свободы – крутильной и осевой.

Расчетная схема такой системы приведена на рис. 2.

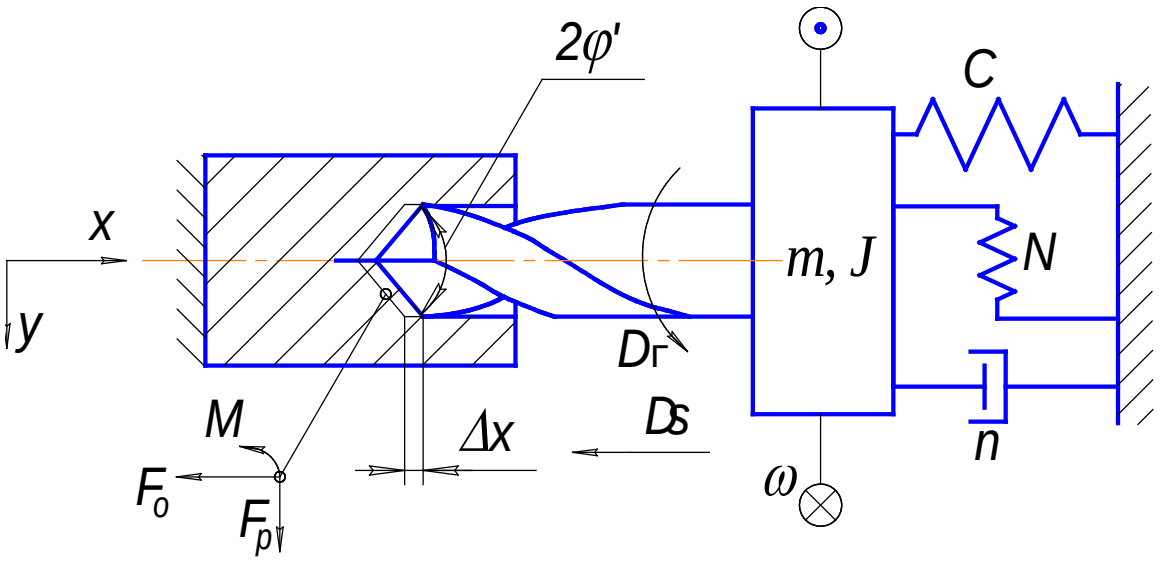


Рис. 3. Одномассовая динамическая модель процесса сверления

m – приведённая масса;J – осевой момент инерции C – осевая жесткость сверлильной головки; n – коэффициент демпфирования;N – крутильная жесткость; 2φ` - угол при вершине сверла.

Система, представленная на рис. 3, описываетсядвумя уравнениями, связывающими продольное перемещение с осевой силой резания и угловое перемещение с моментом главной силы резания:

$$m\frac{d^2x}{dt^2}+n\frac{dx}{dt}+Cx=F_{oD}(a,t)=\frac{\mu_P}{R}M(a,t) \qquad (9)$$

$$J\frac{d^2\varphi}{dt^2}+N\cdot\varphi=M(a,t) \qquad (10)$$

где: φ - угол закручивания сверла, рад.;

J – осевой момент инерции сверла;

N – модуль кручения (крутильная жесткость), $N=\frac{\pi}{2}\frac{R^4}{L}G$.

G – модуль сдвига материала сверла;

R и *L* – радиус и длина сверла;

m, n, C, φ` - по рис. 3.

Действие крутящего момента резания приводит к закручиванию сверла и, следовательно, к его деформации вдоль оси. Осевое смещение спирального сверла при приложении крутящего момента может быть найдено по формуле:

$$\Delta x_M=K_1\cdot M;\ \ K_1=\frac{\theta`DL}{GJA} \qquad (11)$$

Где: M – момент силы, Н*м;

θ` - закручивание на единицу длины;

G – модуль сдвига;

A - площадь поперечного сечения сверла;

L – длина винтовой части;

J – осевой момент инерции;

D – функция деформации.

Осевая сила резания вызывает закручивание сверла, которое выражается тем же коэффициентом K_1, что и в формуле (11):

$$\varphi = K_1 \cdot F_O \qquad (12)$$

Для спиральных сверл с двумя лезвиями $A \approx 0.314 \cdot D^2$; $J \approx 0.0055 \cdot D^4$.

Смещение под действием момента резания приводит к изменению толщины срезаемого слоя под действием осевого момента сил, что влияет на момент резания и осевую силу. Деформация сверла связывает крутильные и осевые колебания.

Мгновенная толщина срезаемого слоя складывается из величины подачи и смещений по оси *x* под действием момента резания (Δx_M) и осевой силы (Δx_o):

$$a = \left(\frac{s_o}{z} - \Delta x_M + \Delta x_O \right) \sin \varphi` \qquad (13)$$

Где: s_o – подача на оборот;

z – число лезвий (для спиральных свёрл z = 2);

φ` - половина угла при вершине (обычно φ` = 60°).

Так как толщина срезаемого слоя входит в выражение для момента резания, то формулы 7, 9 и 10 образуют связанную систему уравнений с четырьмя переменными (осевое смещение, угловое смещение, момент резания и осевая сила) и независимой переменной – временем.

После подстановок модель колебаний инструмента принимает вид:

$$\begin{gathered}
m\frac{d^2x}{dt^2} + n\frac{dx}{dt} + Cx = \left(1 - \frac{\varphi}{K_1}\right)\frac{\mu_P}{R} M\left(a,t\right) \\
J\frac{d^2\varphi}{dt^2} + N \cdot \varphi = \left(1 - \frac{x}{K_1}\right) M\left(a,t\right) \\
a = \left(\frac{s_o}{z} + x\right)\sin\varphi` \\
M\left(a,t\right) = \frac{a \cdot R \cdot C_1}{2}\left[\frac{\cos\delta}{2} - \frac{\cos\delta}{\pi}\left(\sin\frac{2\pi t}{a \cdot C_3} + \frac{1}{2}\sin\frac{4\pi t}{a \cdot C_3} + \frac{1}{3}\sin\frac{6\pi t}{a \cdot C_3}\right) + C_2\right]
\end{gathered} \qquad (13)$$

Представленная математическая модель крутильных и осевых колебаний инструмента позволяет определить амплитуду (формула 4) и период (формула 6) колебаний силы резания. По модели процесса сверления (система 13) может производится оценка устойчивости резания. Уравнения движений сверла при обработке получаются численным интегрированием уравнений модели для каждого конкретного набора условий обработки.

Список литературы

1. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов.
2. Bayly P.V., Metzler S.A., Schaut A.J., Yong K.A. Theory of Torsional Chatter in Twist Drills: Model, Stability Analysis and Composition to Test // Jornal of Manufacturing Science and Engineering, Feb. 2000.
3. Драчев О.И., Тараненко Г.В., Тараненко В.А., Свиць А. Обоснование выбора параметров динамической системы сверления отверстий. Тольяттинский технический университет.
4. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. М.: Машиностроение, 1984.
5. Гуськов А.М., Воронов С.А., Квашнин А.С. Влияние крутильных колебаний на процесс сверления с вибровозбудителем. 2007.
6. Крагельский И.В., Гиттис Н.В. Фрикционные автоколебания. М.:Машиностроение.

УДК 621.95

ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ ПРИ СВЕРЛЕНИИ
TEMPERATURE CONDITIONS WHEN DRILLING

А.Ю. Албагачиев, д.т.н., А.В. Михеев
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия)

Приведены результаты экспериментальных исследований по разработанному методу регистрации быстропротекающих тепловых процессов при сверлении. Экспериментальные данные обработаны с использованием регрессионного моделирования. Предложена математическая модель теплообразования.

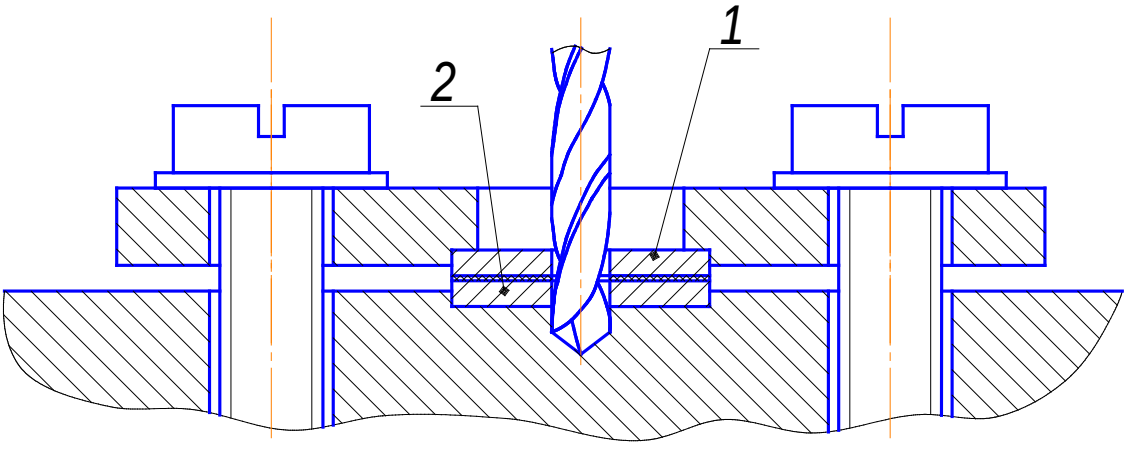
Ключевые слова: *эксперимент; сверление; тепловой процесс; регрессионное моделирование; теплообразование.*

This paper presents an experimental results on the developed method of recording rapid thermal processes during drilling. The experimental data were processed using regression modeling. Was developed the mathematic model of thermal processes during drilling.

Keywords: *experiment; drilling; thermal process; regression model; heat release.*

Для исследования зависимости распределения и динамики изменения температур при сверлении от подачи и скорости вращения применён метод сверления горячих спаев хромель-копелевых термопар. Диаметр сверл (D=0,5мм) выбирался меньше диаметра рабочей области термопары (D=3мм) для того, чтобы продолжать получать данные после того как термопара будет просверлена, в отличии от метода с перерезаемой термопарой. Измерение распределения температур по глубине отверстия производилось двумя склеенными термопарами, просверливаемыми последовательно.Толщина каждой термопары – 0,5мм. Слой клея обеспечивал электрическую изоляцию термопар (рис. 1).

Рис. 1. Измерение температуры при сверлении.



Регистрация и запись сигналов с термопар осуществлялась при помощи системы сбора данных состоящей из двух идентичных инструментальных усилителей, согласующего устройства SCB-68 и 16 разрядного аналого-цифрового преобразователя NIPCI-6221, подключённого к персональному компьютеру (рис. 2).

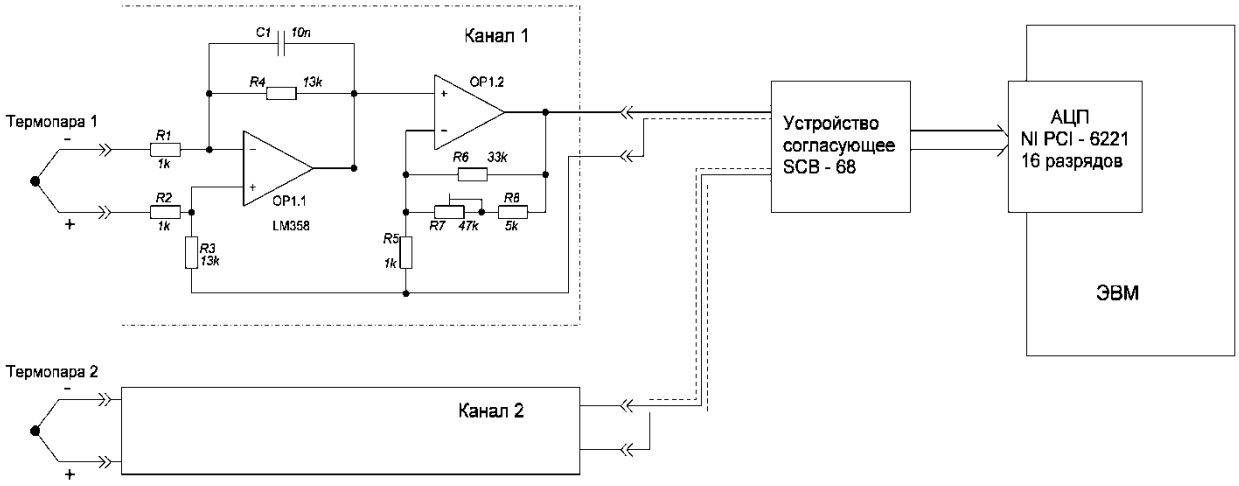


Рис. 2. Система сбора данных.

Обработка (компенсация статических погрешностей и программная фильтрация) и анализ полученных данных производился с применением программного обеспечения LabVIEW 8.5.

Динамическая и статическая калибровка измерительной системы произведена по двум точкам: кипение воды 100°С рисунок 3а и кристаллизация олова 239 °С, рисунок 3б. В результате чего определены коэффициент перевода напряжения в температуру и тепловая инерционность термопары.

а) б)

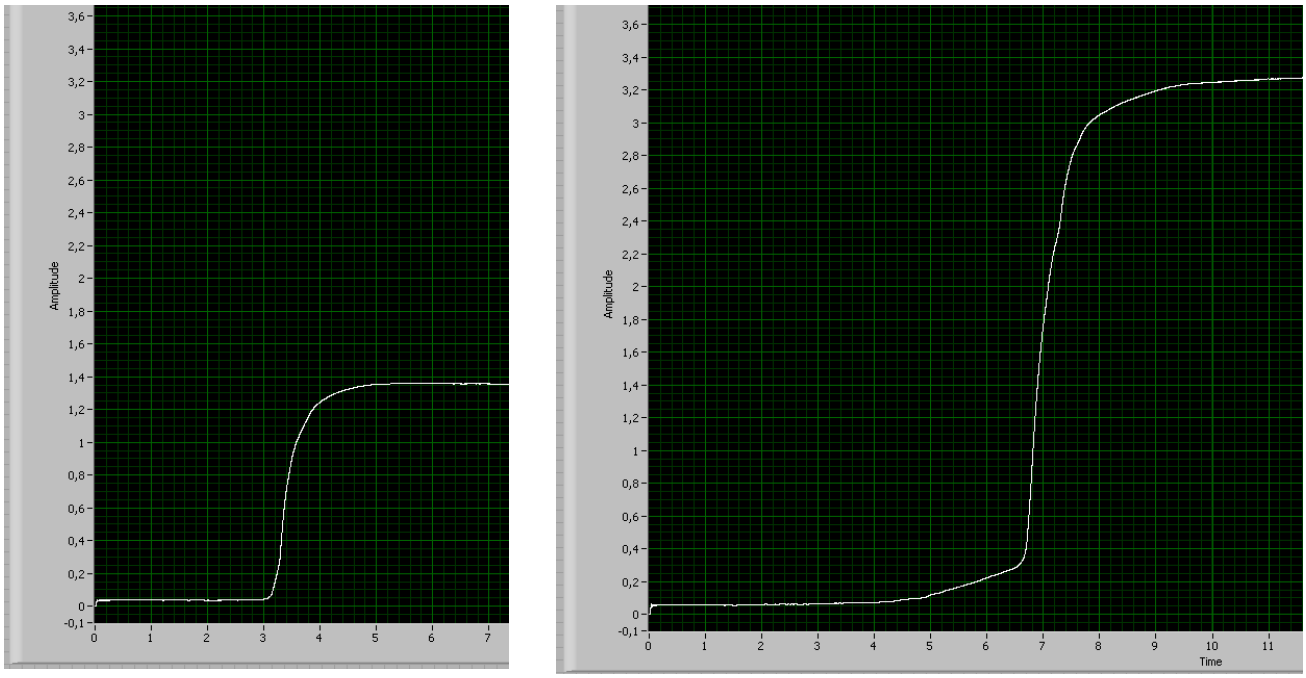


Рис. 3. Калибровка измерительной системы, а -100°С, б -239°С (вертикальная ось – напряжение на выходе усилителя в В; горизонтальная ось – время в сек.).

По результатам калибровки чувствительность 0,015 В/°С, инерционность 0,005 сек./ °С.

Сверление выполнялось на настольном фрезерном станке с ЧПУ Kosy-2.

Для составления модели температурного режима был составлен ортогональный центральный композиционный план второго порядка, который предусматривает проведение девяти опытов при трёх уровнях каждого фактора (таблица 1).

Таблица 1.

Уровни и интервалы варьирования факторов.

Факторы	Уровни			Интервалы варьирования
	+1	0	-1	
X_{1H} – частота вращения n,об/мин	10000	7500	5000	5000
X_{2H} – подача s, мм/мин.	0,3	0,2	0,1	0,2

Измеряемые величины: Y_1 – максимальная температураθ,°C;Y_2 – время нарастания температуры t_{max}, сек.

При расчёте коэффициентов уравнения регрессии применяются кодированные значения факторов, которые связаны с натуральными выражением:

$$X = \frac{X_H - X_{cp}}{\Delta X} \qquad (1)$$

Где: X_{CP} – среднее значение фактора X;

!X – интервал варьирования фактора X.

Матрица планирования и результаты опытов представлены в таблице 2.

Таблица 2:

Условия и результаты опытов.

№	X_0	X_1	X_2	$X_1 \times X_2$	$X_1^2 - 2/3$	$X_2^2 - 2/3$	Y_1	Y_2
1	+1	+1	+1	+1	+1/3	+1/3	166	2,25
2	+1	-1	+1	-1	+1/3	+1/3	172,6	2,25
3	+1	+1	-1	-1	+1/3	+1/3	226	3,4
4	+1	-1	-1	+1	+1/3	+1/3	146	4,5
5	+1	+1	0	0	+1/3	-2/3	240	3,25
6	+1	-1	0	0	+1/3	-2/3	112,6	2
7	+1	0	+1	0	-2/3	+1/3	169	2,25
8	+1	0	-1	0	-2/3	+1/3	186	4
9	+1	0	0	0	-2/3	-2/3	176,4	2,6

Графики изменения температуры для различных режимов резания приведены на рисунках 4 и 5.

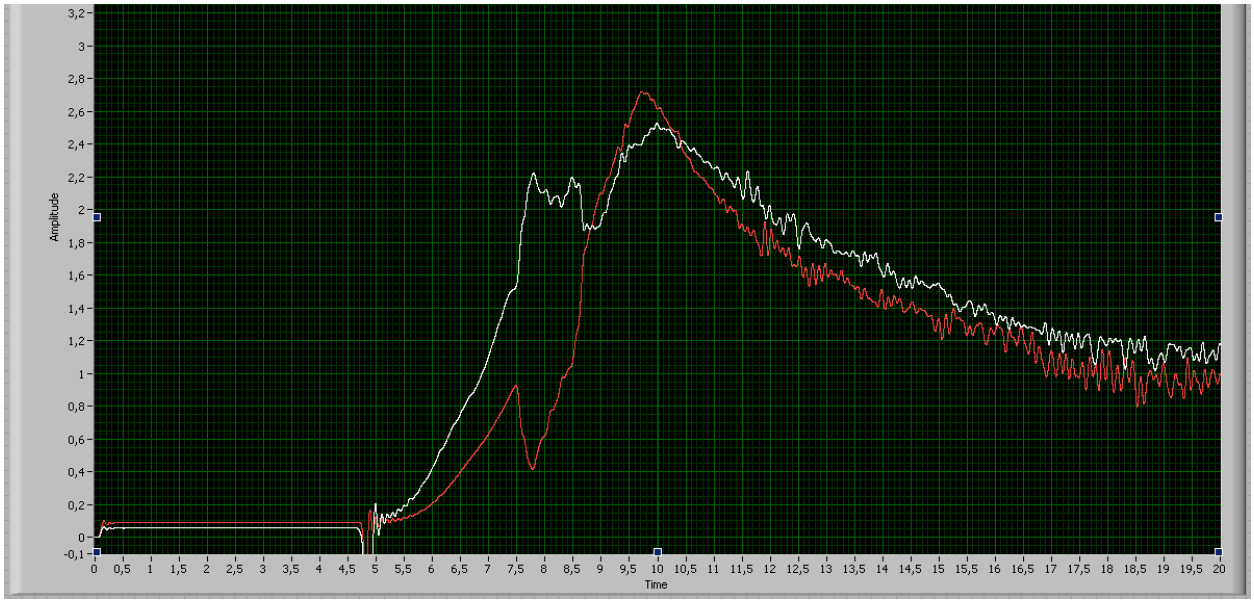


Рис. 4. Сверление при n = 10000 об/мин, s = 0,1 мм/мин. Белая линия – термопара 1, красная линия – термопара 2.

На рис. 4 показано, что при резком возрастании температуры термопары 1 (на отметке времени 7,5), вызванном переходом от врезания к сверлению полным диаметром сверла, происходит уменьшение интенсивности нагрева второй термопары вследствие увеличения доли тепла, уносимого стружкой. На отметке времени 8,6 происходит завершение сверления первой термопары и переход ко второй, где и достигается максимум температуры.

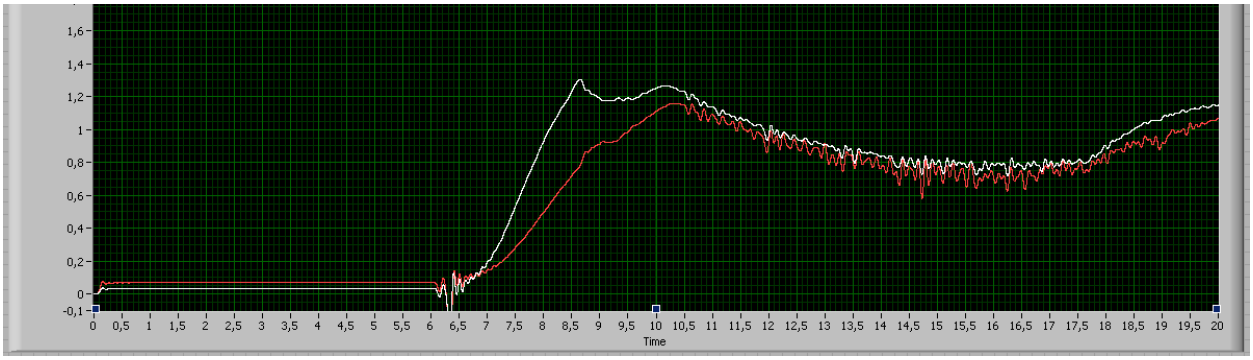


Рис. 5: Сверление при n = 5000 об/мин, s = 0,2 мм/мин. Белая линия – термопара 1, красная линия – термопара 2.

Из данных графика на рисунке 5 можно заключить, что при низкой частоте вращения и высокой подаче основное тепловыделение происходит в слоях, близких к поверхности из-за того, что тепло от второй термопары успевает отводится через нижнюю плоскость к держателю.

Коэффициенты уравнения регрессии (кроме b_0) определяются по формуле:

$$b_i = \frac{\sum_{j=1}^{N} x_{ij} y_j}{\sum_{j=1}^{N} x_{ij}^2} \qquad (2)$$

Где: i – номер столбца матрицы; j – номер опыта; x_{ij} – элемент соответствующего столбца матрицы, y_i – значение выходного параметра в i опыте.

Коэффициент b_0 определяется по формуле:

$$b_0 = b'_0 - \beta \sum_{i=1}^{N} b_{ii} \qquad (3)$$

Где: $b`_0$ – значение, полученное по формуле 2; β - коэффициент числа степеней свободы (для плана второго порядка функции двух переменных β=2/3); b_{ii} – коэффициенты, найденные для переменных, возведённых в квадрат.

Найденные по формулам 2 и 3 коэффициенты приведены в таблице 3.

Таблица 3.

Выходные параметры	Коэффициенты уравнений регрессии						
	$b`_0$	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_0
Y_1	177,18	33,47	-8,4	-21,65	0.022	0.422	176,8
Y_2	2.944	0.025	-0.858	-0.6	-0.008	0.492	2.62

Полученные уравнения регрессии:

$$Y_1 = 88.2 + 16.733X_1 - 4.2X_2 - 10.825X_1 \cdot X_2 + 0.03X_1^2 + 0.633X_2^2$$

$$Y_2 = 2.62 + 0.025X_1 - 0.858X_2 - 0.6X_1 \cdot X_2 - 0.008X_1^2 + 0.492X_2^2$$

При переходе обратно к натуральным значениям факторов получают уравнения модели тепловыделения при сверлении:

$$\theta = 51.764 + 0.0055n + 53.857S - 0.11n \cdot S + 15.825S^2$$

$$t_{\max} = 3.09 + 0.012n - 4.71S - 0.0006n \cdot S + 12.3S^2 \quad (4)$$

Коэффициенты при n^2 в обоих уравнениях менее 10^{-8}.

Адекватность полученных моделей оценивается с помощью критерия Фишера (сравнения расчетного и табличного значений):

$$F_P = \frac{S_{ad}^2}{S_y^2} < F_{табл.} \quad (5)$$

Где: S_{ad}^2 -дисперсия адекватности; S_y^2 - дисперсия параметра оптимизации.

Для определения дисперсии параметров оптимизации дополнительно к 9 основным были проведены 4 дополнительных опыта по сверлению одной термопары с режимами резания n = 10000 об/мин, s = 0,1 мм/мин. По результатам дополнительных измерений вычислены дисперсиивоспроизводимости: $S_{y1}^2 = 192.3$ и $S_{y2}^2 = 0.0756$.

Дисперсия адекватности вычисляется по выражению:

$$S_{ad}^2 = \frac{\sum\left(\hat{y} - y_j\right)^2}{f_2} \quad (6)$$

где: f_2 – число степеней свободы модели ($f_2 = 4$).

Вычисленные дисперсии адекватности: $S_{ad1}^2 = 685$; $S_{ad2}^2 = 6.62$.

Расчётные критерии Фишера: $F_{P1} = \frac{685}{192.3} = 3.57$; $F_{P2} = \frac{6.621}{1.036} = 6.39$ меньше табличного значения для уровня значимости $\alpha = 0.05$: $F_{табл} = 9.1$, следовательно, оба уравнения модели адекватны.

В процессе резания металлов образование стружки происходит по методу последовательного сдвига слоёв материала.Процесс сдвига вносит основной вклад в теплообразование. Температура при сдвиге в зависимости от времени (t) может быть рассчитана по формуле из [5]:

$$\theta = \frac{PU\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}A\lambda}\sqrt{t}\exp\left(-\frac{z^2}{4at}\right) \quad (7)$$

Где: P – сила резания при образовании трещины;

U–скорость резания;

a – температуропроводность;

A – поперечное сечение срезаемой стружки;

z – расстояние от места сверления

Площадь сечения стружки определяется как:

$$A[\text{м}^2] = \frac{sR}{n}0.6 \cdot 10^{-4} \quad (8)$$

где: s – подача, мм/сек;

n – частота вращения, об/мин;

R – радиус сверла, мм.

Сила сдвига перемычки P рассчитывается по формуле приведённой Воронцовым А.Л.:

$$P = 0.5\beta\sigma_S h_1\left(1 - e^{-\frac{e_P}{2.31}}\right)\frac{k_c - \sin\gamma}{\cos\gamma} \quad (9)$$

где: β - коэффициент Лоде;

σ_S – условный предел текучести обрабатываемого материала, МПа;
h_1 – толщина срезаемого слоя;
e_p – деформация разрушения;
k_c - коэффициент усадки стружки;
γ – передний угол инструмента.

При сверлении толщину срезаемого слоя можно определить по выражению:

$$h_1[\text{м}] = \frac{A}{R} = 0.06\frac{s}{n} \quad (10)$$

У спиральных сверл передний угол γ изменяется по длине режущей кромки и зависит от угла наклона винтовой канавки ω и угла в плане φ. При расчёте температуры в зоне резания можно принять среднее значение переднего угла:

$$\text{tg}(\gamma_{\text{ср}}) = \frac{1}{2}\frac{\text{tg}(\omega)}{\text{tg}(\varphi)} \quad (11)$$

После подстановки выражений (8), (9) и (10) в формулу (7):

$$P = 0.03\frac{n\beta\sigma_S\sqrt{a}}{\lambda}\left(1-\text{e}^{-\frac{e_P}{2.31}}\right)\frac{k_c-\sin\gamma}{\cos\gamma}\sqrt{t}\,\text{e}^{-\frac{z^2}{4at}} \quad (12)$$

Значения температуры рассчитанные для режимов резания задававшихся в экспериментах согласуются с регрессионным уравнением для t_{max}.

Список литературы

1. А.Н. Резников Теплофизика процессов механической обработки М.: Машиностроение, 1981.
2. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание материалов. М.: Высшая школа, 1985. 304 с.
3. Даниелян А.М. Теплота и износ инструмента при резании металлов. М.: Машгиз, 1954. 276 с.
4. Спиридонов А.А. Планирование эксперимента при исследовании технологического процесса. М.: Машиностроение, 1981.
5. Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Албагачиев А.Ю. Изнашивание при ударе. М. Машиностроение, 1982.
6. Гутников В.С. Интегральная электроника в измерительных устройствах. Л.: Энергоатомиздат.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ВЛИЯНИЮ РАДИАЦИОННОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ СПЛАВОВ ОБЛАДАЮЩИХ СВОЙСТВАМИ ЭПФ

THE RESEARCHES ON THE IMPACT OF RADIATION EFFECTS ON THE ALLOY WITH SME CHARACTERISTICS

Албагачиев А.Ю., д.т.н., Хасьянов У., к.т.н., Хасьянова Д.У.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Рассмотрены вопросы определения стабильности свойств сплавов при хранении и последующего их применения с помощью ускоренного метода испытаний - исследования по влиянию радиационного воздействия на характеристики сплавов обладающих свойствами ЭПФ, который позволяет имитировать нагрузочные характеристики, действующие за весь срок эксплуатации.

Ключевые слова: *Степень облучения, полнота восстановления, мартенситное превращении, сверхупругость, эффект памяти формы.*

The issues of determining the stability properties of the alloys in keeping and next ensuing by the accelerated test method – the researching on the radiation exposure effect on the alloys with SME characteristics allowing to simulate the load characteristics during for the entire period of exploitation.

Keywords: *The extent of irradiation, completeness of reconstruction, the martensitic transformation, superelasticity, the shape memory effect.*

Ядерная энергетика в современных условиях приобретает одно из лидирующих направлений. В атомных реакторах на материалы действуют не только механические нагрузки, но и интенсивное излучение, состоящее из различных ионизирующих частиц.

Поведение конструкционных материалов в установках, использующих ядерную энергию, определяет их оптимальную конструкцию, надежность и длительность эксплуатации. При выборе конструкционных материалов основным критерием являются их механические свойства, поскольку при облучении материала нейтронами до интегральной дозы $\gamma = 2 \cdot 10^{27}$ м$^{-2}$ каждый атом решетки испытывает более 100 смещений. Именно таких интегральных потоков следует ожидать за период эксплуатации в реакторах на тепловых нейтронах. Поэтому одной из важнейших задач является правильное применение известных и создание новых конструкционных материалов.

Любые элементарные частицы, взаимодействие которых с веществом приводит к образованию электрических зарядов разных знаков, являются ионизирующими. Ионизирующие частицы состоят из прямо или косвенно ионизирующих частиц. К первым относятся электроны, альфа и гамма - частицы, протоны, т.е. частицы, обладающие достаточной кинетической энергией для ионизации атомов при непосредственном столкновении. Ко вторым - нейтроны, фотоны и т.д., которые вызывают ионизацию через вторичные эффекты. Физическими параметрами, характеризующими основные свойства ионизирующих излучений, с точки зрения их воздействия на материалы, являются заряд, масса покоя, скорость движения и кинетическая энергия.

К радиационным дефектам, образующимся в результате ионизирующего облучения относятся точечные дефекты, которые состоят из вакансий и междоузельного атома, скопления точечных дефектов, петель дислокаций; микропор. Изменяются механические свойства материалов: твердость, пределы прочности и текучести, ударная вязкость, пластичность и т. д., которые связаны с изменениями межплоскостных расстояний в кристаллической решетке и образованием радиационной пористости. Радиационная

пористость сопровождается распуханием материала. Поры развиваются вследствие распада пересыщенного раствора вакансий в металле.

Теплофизические свойства металлов связаны с тепловыми колебаниями ионов решетки, которая зависит от структуры кристаллов и его электронных характеристик. При облучении изменяется не только структура металлов, но и их теплофизические свойства – теплоемкость, теплопроводность, электропроводность и т д.

Электронная бомбардировка вещества приводит к образованию сравнительно простых видов дефектов в направлениях наименьшей устойчивости.

Следовательно, создавая дефекты в кристаллической структуре и усиливая процессы диффузии, можно имитировать состояние материала, к которому он придет с течением отдаленного времени.

Так как изменение свойств материала во времени происходит в большей степени по диффузионному механизму, то процесс описывается уравнением

$$Д = До\ Е^{-и\backslash кт},$$

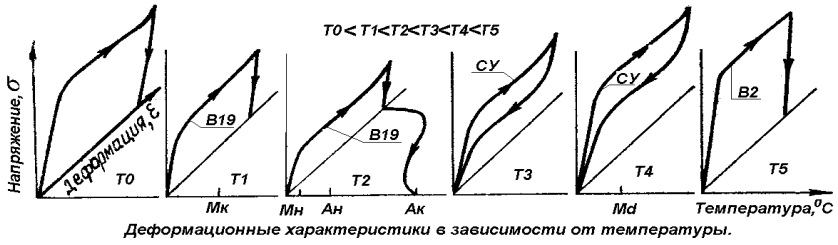
где До- фактор диффузии, К – постоянная Больцмана, Т – температура, И- энергия активации диффузии.

Это соотношение выполняется в широком интервале температур и соблюдается как для исходного так и облученного материала.[7]

В различных отраслях промышленности начинается широкое применение сплавов, обладающих таким функциональным свойством как проявление эффекта деформационной памяти, т.е. способности материала, при некоторых условиях, восстанавливать первоначально приданную ей форму. Эти сплавы объедены в группу интерметаллических материалов обладающих Эффектом Памяти Формы (ЭПФ).

Особенностью проявления деформационной памяти, получившей название как «мартенситная неупругость» обусловлены спецификой развития термоупругих мартенситных превращений (МП). Эти превращения определяются одновременно происходящими структурно фазовыми переходами и геометрически обратимыми деформационными процессами. Они реализуются как при изменении температур, в интервалах прямого и обратного МП, так и под воздействием механических воздействий, при температурах ниже Md (максимальная температура, при которой МП можно инициировать механическим воздействием). В связи с тем, что Md > Мн, закономерности формирования мартенсита при свободном охлаждении и под нагрузкой существенно различаются. [1]

Анализировать деформационное поведение сплавов в окрестностях МП при одновременном изменении σ и Т достаточно сложно. Поэтому, зависимости величин деформации ε от действующих напряжений σ при фиксированной температуре, представлены на рис.1.



Деформационные характеристики в зависимости от температуры.

Рис.1 Деформационные характеристики в зависимости от температуры

Критические напряжения процесса деформирования сплава в пределах мартенсита неупругости (определяющей объём памяти) зависят от типов МП и состояния, в котором находится материал. Напряжения повышаются по мере удаления от интервала температур МП. Минимальные напряжения, при деформировании термического мартенсита,

наблюдаются в интервале температур прямого МП – область Т2. Понижение температур, относительно Мк, приводит к упрочнение мартенситной фазы, а повышение относительно Ак (для композиций с R превращением) способствует к проявлению эффекта сверхупругости (СУ) область Т3. Напряжения при температурах выше Md (Т5) приводят к необратимой, даже при дополнительном нагреве, пластической деформации. [4]

При применении сплавов с ЭПФ в реальных конструкциях, в отличие от конструкционных материалов, возникает множество различных вопросов:

- какова стабильность термического мартенсита, деформированного в пределах мартенситной неупругости, в зависимости от длительности и условий выдержки материала до аустенитного превращения;
- степень полноты при свободном восстановлении формы материала, деформированного в пределах мартенситной неупругости, и его стабильность по времени в зависимости от условий эксплуатации;
- величина генерируемых в материале напряжений, при восстановлении с противодействием, в зависимости от степени недовосстановления деформированного материала и его стабильность в зависимости от условий эксплуатации;
- условия и величина проявления сверхупругого состояния и действующие при этом напряжения, возникающие в процессе ромбоэтрического превращения. Стабильность этих характеристик в зависимости от условий эксплуатации;
- стабильность термомеханических характеристик в зависимости от циклических в интервале МП и радиационных воздействий. [3]

Исследования указанных характеристик для материалов с ЭПФ на основе TiNi, в зависимости от времени (в пределах до 15 лет) и условий внешнего воздействия вызывают определенные трудности. Испытания с использованием радиационного воздействия, применяемые для конструкционных материалов, позволяют проконтролировать протекающие процессы в ускоренном режиме.

Ускоренные испытания облучением позволяют имитировать нагрузочные характеристики, действующие за весь срок ее эксплуатации. Одним из таких способов воздействия служит радиационная обработка, которая основана на использовании ядерного излучения: нейтронов, γ - квантов, α - частицами, протонами, электронами и т д

Источниками искусственной радиации являются ядерные и термоядерные реакторы, искусственные и естественные изотопы, ускорители элементарных частиц. Эти источники являются удобным инструментом для изучения радиационного повреждения металлов.

Линейные ускорители электронов (ЛЭУ) широко применяются для исследований радиационных эффектов в области физики радиационного повреждения металлов. Практическое использование ЛЭУ определяется гибкостью систем управления, контроля и безопасности. С помощью ЛЭУ можно получать широкий спектр вторичных частиц: пучков позитронов, фотонов, монохроматических и поляризованных нейтронов. [8]

Наиболее эффективным способом воздействия является облучения электронами высоких энергий. При облучении электронами металлические материалы не активизируются и их можно использовать без применения специальных мер радиационной защиты.

Уникальные свойства сплавов с ЭПФ не только в том, что они обладают свойством «памяти формы», но и при соответствующих термо–механических переработках позволяют получать сверхупругое состояние, которое может достигать до 10%. Это явление связано с особым (R) ромбоэтрическим превращением. Оно может проявляться как в узком интервале температур, а при соответствующих переработках может распространяться до температур, на 200^0С превышающих интервал обратного МП. Следовательно, можно иметь конструкции из материалов, обладающих свойством СУ в интервале температур эксплуатации. [2,6]

По исследованиям электронной структуры и структурной неустойчивости TiNi «Лот» показывает что R - ромбоэтрической фазе предшествует электронный переход с изменением локализации электронов и изменением топологии поверхности Ферми. Уровень Ферми в TiNi расположен в окрестности острой плотности состояний. Поэтому даже небольшое изменение концентрации электронов или их перераспределение по энергии приводит к изменению в матрице концентрации атомов Ni и изменению температур превращения.

Кроме того, в конструкциях подверженных радиационному воздействию, требуется рассмотрение вопросов по влиянию радиационных излучений на физические и термомеханические характеристики материала.

При облучении в материалы вводится значительное число радиационных дефектов, главным образом, вакансий и междуузельных атомов. Величина и характер смещений в кристаллической решетке определяется электронной структурой сплава. Существенной особенностью электронной структуры TiNi является насыщенность связующих состояний d-полосы и низкая плотность состояний на уровне Ферми. Устойчивость кристаллической решетки при этом падает и как следствие, снижается энергия упаковки. Данный эффект приводит к появлению дополнительного механизма деформации – двойникование. Последнее является эффективным механизмом релаксации напряжений в местах скопления дислокаций и обуславливает высокую пластичность В интерметаллидах , к которым относится TiNi, потеря устойчивости приводит к мартенситным и R превращениям, обладая при этом высокой пластичностью .Повышенная концентрация дефектов ускоряет диффузионные процессы при низких температурах.

Определение предварительных закономерностей изменения свойств материала, в зависимости от временного фактора и сопоставления этих результатов от радиационного воздействия электронами с интенсивностью от $2{,}5.10^2$ до 10^5 рад, осуществлялось на образцах по восстановлению формы (сплава ТН-1) и напряженного состояния (сплав ТН1-К). Химический состав сплавов подвергнутых испытаниям представлен в таблице 1, а температуры МП представлены в таблице 2.

Таблица 1

Марка сплава	Химический состав в весовых %.				
	Ni 53,7	Ti 45,8	Fe -	Cu -	Примеси ост. 0,3
ТН-1К	55,9	43,8	0,3	-	0,3
ТН-1К*	51,8	45,1	2,8	-	0,3

Таблица 2

Марка сплава	Вид и степень деформации	Мн ^{0}C	Мк ^{0}C	Ан ^{0}C	Ак ^{0}C
ТН-1	Изгиб 6-8%	65-70	75-80	95-110	125- 145
ТН-1К	Растяжение 4 - 8%	-65	-90	-54	-35
ТН-1К*	6- 8%	-150	-190	-130	-100

Качественные исследования осуществлялись на материалах, которые при комнатной температуре находились в мартенситном (ТН-1) и аустенитном (ТН-1К) состоянии.

Контроль стабильности свойств термического мартенсита деформированного в пределах мартенсита неупругости осуществлялось для деталей, которые после длительного хранения в деформированном состоянии, восстанавливали первоначальную

форму. В качестве образцов использовались изогнутые под углом 90^0 (в приспособлении, с последующей для придания необходимой памяти формы, термофиксации) пластины из листов ТН-1 толщиной δ=1мм. Радиус изгиба определялся исходя из условий R= δ:2ε (при ε= 6%)т е деформация на внешней поверхности пластин не превышала 8%.

На рис. 2 представлены образцы, которые после деформирования в прямолинейное состояние, находились в мартенситной фазе для хранения во всеклиматических условиях от 0,5 до 12 месяцев. Часть образцов подвергалась радиационному воздействию с различной степенью облучения.



Рис.2 Деформационные характеристики в зависимости от температуры

При восстановлении деформированного мартенсита, фазовые превращения осуществляются по схеме J.

Стабильность упруго- напряженного состояния зависит не только от того, по какой схеме осуществляются МП, но и от соотношения предела текучести материала и величины мартенситного сдвига.

Если процесс осуществляется по схеме J, то мартенситная фаза частично трансформируется в мартенсит напряжений и аустенит. Мартенсит напряжений метастабилен и в области, близкой к Ак, обладает сверхупругостью, моментальная разгрузка показана штриховой линией.

Исследования поведения СУ на длительность выдержки (схема J) материала в нагруженном (точка А) состоянии в течение 120 часов показывают (рис. 3), что напряжения релаксируют.

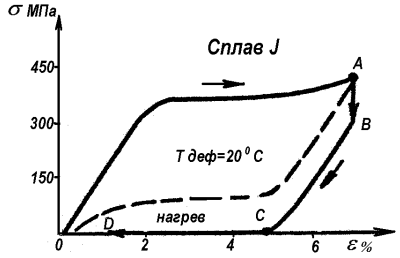


Рис.3 Характеристики поведения материала при нагружении

Возврат остаточной в результате релаксации, деформации возможен только после дополнительного нагрева (участок c – d).

Явления релаксационных процессов, при длительной выдержке деформированного мартенсита, связаны не только снижением подвижности межфазных границ, но и частичным осуществлением пластического сдвига материала (участок D-O).

Экспериментальные результаты по изменениям температур Ан обратного МП и полноты восстановления формы *f* представлены на рис 4.

На основании результатов испытаний проведенных через 3,6,9 и 12 месяцев по длительности хранения деформированного мартенсита при температурах ниже Мк установлено, что существенных изменений ни по степени восстановления формы (*f*) ни по температуре начала обратного МП (Ан) не наблюдается. Изменения удельного электросопротивления за весь период наблюдений находятся в пределах ошибок измерения. Следовательно, структурных изменений от длительности хранения деформированного мартенсита не происходит.

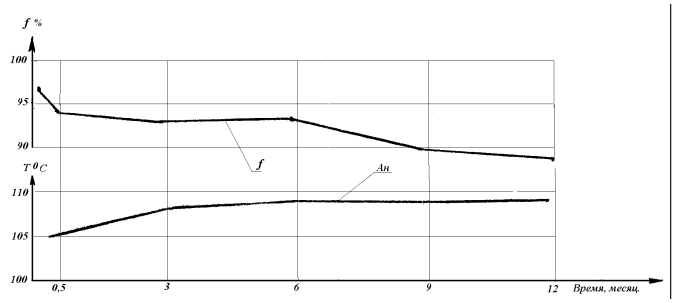


Рис.4 Зависимость изменения температур Ан и полноты восстановления *f* деформированного мартенсита от длительности хранения

Экспериментальные исследования закономерностей изменения свойств деформированного мартенсита в зависимости от интенсивности радиационного облучения, представленные на рис. 5. Результаты исследований показывают, что температуры начала и конца МП повышаются и существенно зависят от дозы облучения. Однако, при облучении с дозой до 10^4 рад, полнота восстановления формы при нагреве до температур Ак, изменяются незначительно. [5]

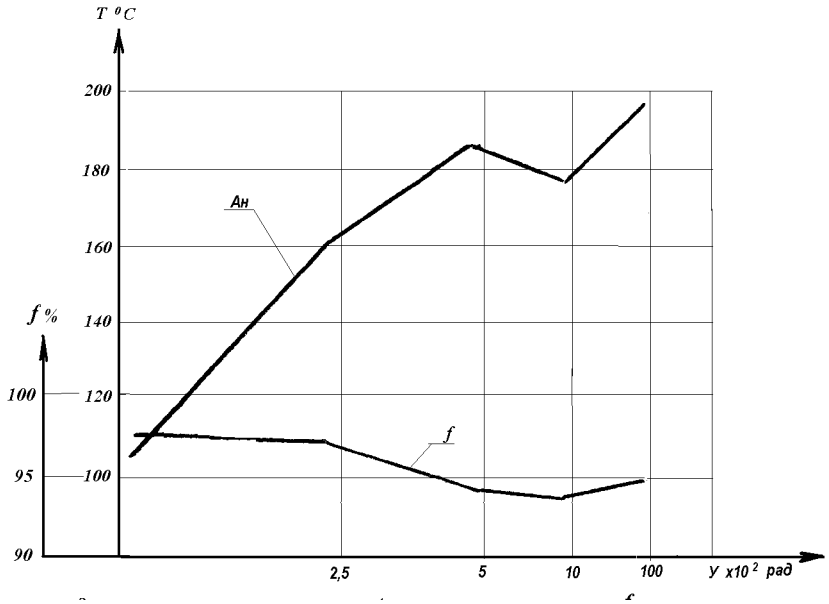


Рис.5 Зависимость изменения температур Ан и полноты восстановления *f* деформированного мартенсита от степени облучения

Существенные изменения термомеханических характеристик материала начинаются при облучении дозой $\gamma > 10^6$ рад.

Для сплавов с повышенным содержанием Ni и легированных Fe, мартенситные превращения проходят с образованием R фазы.

Если процесс упруго- напряженного состояния осуществляется по схеме G, то состояние сверхупругости может распространяться до Md, находящихся в области температур эксплуатации. На рис. 6 представлена диаграмма характеристики упруго напряженного состояния с превращением. В этом случае сверхупругое состояние сохраняется, пластическая деформация настолько подавлена, что даже длительная выдержка под постоянной нагрузкой в течении 120 часов не приводит к существенным изменениям. Пунктирная линия - разгрузка без выдержки.

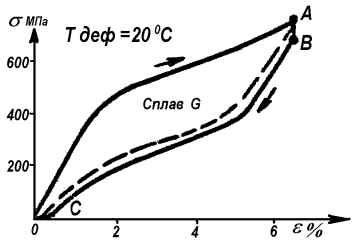


Рис.6 Характеристики поведения материала с R превращением при нагружении

Исследования, по длительности нахождения материала в упруго напряженном состоянии, осуществлялось на образцах из сплавов ТН-1К и ТН-1К*. Наряженное состояние материала создавалось за счет напряжений, генерируемых в процессе трансформации мартенсита неупругости в аустенитную фазу, при нагреве и восстановлении размеров.

В качестве образцов, рис. 7 использовались гладкие кольцевые втулки установленные на шлифованные стержни.

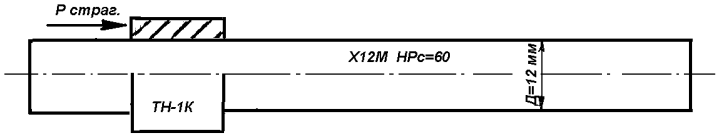


Рис.7 Приспособление по определению усилий сдрагивания

Деформация втулок в пределах 8% осуществлялась в мартенситном состоянии при температуре жидкого азота. При нагреве до нормальных температур втулки сжимались, при этом остаточная деформация недовосстановления составляла 3,2 - 3,5% . После нагрева определялись усилия страгивания при скорости перемещения 10-12 мм\мин.

С целью определения релаксации напряжений в зависимости от времени, одна часть образцов хранились при нормальных условиях в течении заданного периода. Другая часть образцов, предварительно перед хранением, подвергалась γ облучению на установке с источником Co^{60} на расстоянии 1мм от объекта облучения. Мощность дозы составляла 10^{-3} р\ч, а интенсивность -1 мкюри. Облучение проводилось в вакууме 10^{-3} мм. рт. ст. при этом доза, набранная образцами составляла 3.10^{9} рад.

По истечении заданного срока хранения определялись усилия страгивания. Сравнительный анализ усилий перемещения гладких втулок из сплавов ТН-1К и ТН-1К*в зависимости от срока хранения и радиационного воздействия, представлены на рис. 8.

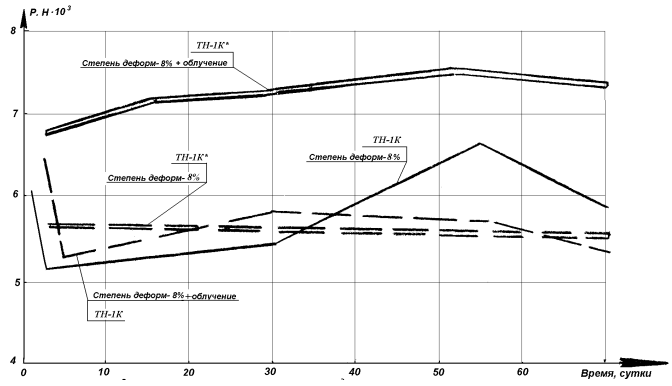


Рис.8 Зависимость усилий страгивания от времени выдержки

На основании представленных результатов, следует отметить, что усилия перемещения для образцов из сплава ТН-1К резко снижаются после выдержки в течении до 24 часов. Снятые со стержней втулки показали остаточную (пластическую)

деформацию в пределах 1,5-2%. Длительное хранение вероятно способствует к выравниванию упруго напряженного состояния различных участков втулки и повышению площади фактического контакта. Радиационное воздействие, вероятно способствует к ускорению протекающих процессов.

Как видно из представленных результатов на рис №10, для втулок из сплава ТН-1К*, обладающих R переходом и свойством сверхупругости, усилия перемещения не зависят от времени нахождения в упруго напряженном состоянии, а радиационное воздействие способствует к повышению термомеханических характеристик. Контрольные испытания втулок на величину остаточной деформации показали, что она находилась в пределах 0,5- 0,8%.

Комплексное исследование электронной структуры TiNi (ангиляцию позитронов, магнитную восприимчивость, рентгеноэлектронные и оптические спектры) показывает, что ромбоэдрической фазе предшествует электронный переход с изменением локализации электронов, следствием которого является изменение топологии поверхности Ферми. Поэтому даже небольшое изменение концентрации электронов и их перераспределение по энергии может приводить к заметному изменению устойчивости β-фазы TiNi по отношению к сдвигу и образованию R-фазы.

Облучение электронами высоких энергий дозой до 3.10^9 рад не только стабилизируют действующие напряжения, но и не влияют на проявление ЭПФ.

Исходя из вышеизложенного, большой интерес представляют рентгеноструктурные и нейтронографические исследования сплавов проявляющих эффекты СУ состояния в зависимости от условий их проявления.

Постоянство свойств материала при проявлении ЭПФ, сверхупругости, пластичности превращений и др имеют важное значение при их использовании, поэтому необходимо осуществлять такую обработку сплавов, которая приводит к их стабилизации.

Исследования характеристик материала от длительности хранения после деформирования в мартенситном состоянии и степени облучения γ- квантами осуществлялось на образцах из сплавов ТН -1 и ТН-1К.

Список литературы

1. Курдюмов Г.В., Хандрос Л.Г. О термоупругом равновесии при мартенситных превращениях // Докл. АН СССР. 1949. Т.66. № 2. С. 211-214.
2. Сплавы с ЭПФ. Санге тосе / Под редакцией Фунакубо Х. 1984. Т.24.
3. Тосио Хомма, Минору Мацумото. Сборник докладов на 66 симпозиуме общества металлистов Японии. 1970. 75 с.
4. Хандрос Л.Г., Арбузова И.А. Мартенситное превращение, эффект памяти и сверхупругость // Металлы, электроны, решетка. Киев, 1975. С. 109-143.
5. Хисаси Токэути, Тосио Хомма, Кэндзо Судзуки. Сборник докладов на 58 симпозиуме общества металлистов Японии. 1966. - 46 с.
6. Эффекты памяти формы и сверхупругость. Киев: Институт металлофизики, 1980. 62 с.
7. Hust J. G., Weitzel D.H., Rowell R. L. Thermal conductivity, electrical resistivity and Thermopower of aerospace alloys from 4 to 300°K // J. Nat. But. Standards. V. 75 A. № 4. p. 269-277
8. J. E. Cooper, D.E. Bowker, W.B. Cross. Investigations of the Unique Memory Properties of 55-Nitinol Alloy. Los Angeles. Ca. 1969. P. 265-274.

СВОЙСТВА СПЛАВА НА ОСНОВЕ TINI В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТЕРМИЧЕСКОГО И ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

THE ALLOYS BASED ON TINI FEATURES DEPENDING ON THERMAL AND THERMOMECHANICAL EFFECTS.

Албагачиев А.Ю., д.т.н., Хасьянов У., к.т.н., Хасьянова Д.У.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Рассмотрены вопросы проявления таких свойств сплава на основе TiNi как эффект памяти формы и сверхупругость в зависимости от термического и термомеханического воздействия.

Ключевые слова: *сверхупругость, эффект памяти формы, термообработка, мартенситное превращение.*

The questions of alloy based on TiNi properties such as the shape memory effect and superelasticity depending on the thermal and thermomechanical effects.

Keywords: *superelasticity, the shape memory effect, the thermal treatment, the martensitic transformation.*

Обеспечение высокого качества машин на весь срок эксплуатации за счет повышения надежности и герметичности комплектующих элементов, является одной из важнейших задач машиностоения и долговременных целей промышленности [1]. Одним из основных факторов обеспечения надежности является применение новых материалов, обладающих специфическими свойствами, такими как сверхупругость, эффект памяти формы.

Термическая обработка для конструкционных материалов имеет большое значение в промышленном машиностроении. Как правило, она является конечной операцией технологического цикла при переработке материалов с целью обеспечения высоких физико-механических и эксплуатационных характеристик.

При практическом использовании сплавов с эффектом памяти формы в зависимости от конкретных условий применения возникают различные потребности. Необходимо разделить применение материала на условия работы:

– в технологических условиях, т.е. кратковременное использование свойств памяти для выполнения целенаправленных действий за пределами температур эксплуатации;

- в эксплуатационных условиях, когда свойства памяти используются длительно или периодически повторяются при температурах эксплуатации.

Если сплав планируется использовать при определенных условиях, то критические точки превращения необходимо выбирать в зависимости от того, какой именно эффект будет при этом реализован - явление памяти формы, сверхупругости или комбинация этих эффектов, а материал должен обладать специальными характеристиками [4]. В часности, генерируемые при фазовых превращениях напряжения определяются исходя из того, многократно будут использованы указанные явления или они будут использоваться однократно, кофигурация детали совпадает с заготовкой или трансформируется одним из технологических приемов.

Для сплавов с явление памяти формы термическая и термомеханическая обработка связана с обеспечением необходимых не только физикомеханических и температурных характеристик материала, применяемого вида эффекта памяти, но и необходимой для данной детали конфигурации.

Вследствие указанных особенностей материала, для таких сплавов необходимо выделить следующие типовые группы термической обработки:

- формирование и закрепление вида или конфигурации заготовки, которую должна иметь деталь в процессе ее эксплуатации;

- корректировка, в некоторых пределах, температур мартенситного превращения;

-обработка на способ воспроизводства одностороней «памяти» (принудительно деформированная деталь при нагреве восстанавливает свои первоначальные размеры;

- формирование обратимого эффекта памяти формы (деталь при охлаждении самопроизвольно деформируется в одном направлении, а при нагреве восстанавливает самопроизвольную деформацию);

- формирование двустороннего эффекта памяти формы (когда деталь при охлаждении самопроизвольно деформируется в одном, затем в противоположном направлении, а при нагреве та же деформация осуществляется в обратном порядке);

- обработка на повышение термомеханических характеристик.

Для формирования конфигурации заготовки, которую должна иметь деталь в процессе ее эксплуатации, осуществляется термообработка на «память формы». Материал заготовки приобретает стабильное состояние расположения кристаллов при температурах выше 400 °С. Если пластическая деформация в процессе производства полуфабрикатов производится при температурах не ниже 400°С, а конфигурация заготовки совпадает с формой полуфабриката, термообработка на «память формы» не производится. Например, горячекатаные прутки, трубы, листы и т.п. имеют память прямолинейной формы.

Для того чтобы инициировать необходимую для детали память формы, отличающейся от полуфабриката, осуществляются специальные технологические приемы. Рассмотрим такие приемы на примере изготовления эллипсовидного кольца из листовой заготовки. При температуре ниже температуры мартеситного состояния (Мк) прямолинейная заготовка деформируется и устанавливается в приспособление, имеющее необходимую форму и жестко фиксируется. В процессе термообработки, при нагреве выше температуры аустенитного состояния (Ан), заготовка стремится принять прямолинейную форму, однако форма, ограниченная приспособлением препятствует этому процессу. Температура нагрева при фиксации необходимой формы должна находиться в пределах 450 – 500 °С. Приспособление должно быть достаточно жестким, чтобы воспринимать генерируемые в заготовке напряжения и не допускать каких либо перемещений в процессетерммобработки. [2,3]

Термообработка для придания необходимой формы состоит из деформации материала в мартенситном состоянии, жестком его фиксировании, нагреве в заневоленом состоянии до температур 450–500 °С, охлаждении до нормальных температур и освобождения от приспособления. Выдержки при указанной температуре, определяется соотношением: 10 мин/ 1мм max сечения заготовки.

В процессе изготовления деталей, остаточные внутренние напряжения от пластической деформации, получаемые в процессе производства полуфабрикатов при температурах ниже 400 °С влияют на линейные размеры. Холоднокатаные листы способны «разбухать» в пределах до 4%, а прутки и проволока укорачиваться или удлиняться в зависимости от вида деформации.

При термообработке для стабилизации размеров полуфабриктов осуществляется отжиг при температуре 400-450 °С. Нагрев заготовок для деталей, конфигурация которых формируется механической обработкой по всем поверхностям, может производиться в открытой печи. При этом припуск под обработку должен составлять не менее 0,5мм. Для деталей, у которых некоторые поверхности после термообработки не подвергаются механической обработке, нагрев осуществляют в защитной атмосфере. Время необходимое для отжига, после выхода на заданный режим, определяется из расчета 10мин\1мм сечения полуфабриката.

Физико-механические и термомеханические характеристики являются определяющими при назначении конкретной партии материала. Если интервалы температур мартенситного превращения, установленные на основании ТУ на поставку и результатам входного контроля соответствуют необходимым температурам эксплуатации деталей, то осуществляется отжиг для снятия внутренних напряжений.

Корректировка, в некоторых пределах, температур мартенситного превращения может осуществляться за счет изменения соотношений компонентов в матрице TiNi. Интервалы мартенситного превращения, а, следовательно, и температуры деформации детали в области мартенситной неупругости и восстановление этой деформации при нагреве зависят от свойств матрицы. На рис. 1 представлена зависимость температур мартенситного превращения в зависимости от фазового состава.

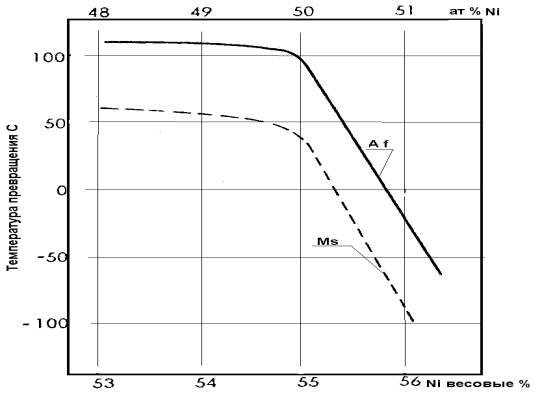


Рис.1 Зависимость температур мартенситного превращения от соотношения компонентов

Отклонение соотношения компонентов в матрице от заданного химического состава на 0,1% приводит к изменению температур мартенситного превращения примерно на 15 °С. Эффективный способ и плавного регулирования температур мартенситного превращения связан с процессом выделения при закалке и обратного растворения вторичных фаз при старении. Меняя при соответствующих режимах отжига и закалки количества вторичных фаз (Ti2Ni и Tini3), состав которых по содержанию компонентов отличается от состава матрицы, достигается с большой точностью регулирование заданного состава матрицы и как следствие установление требуемых температур мартенситного превращения, формирование последовательности фазовых превращений, повышение способности к проявлению двухстороннего (обратимого) эффекта памяти.

Для сплавов с содержанием Ni более 50,5 ат % (или дополнительно легированных сплавов Fe, Cu,Co) осуществляется нагрев до 800 °С закалка на воду с последующим старением при 400-500 °С.

Обратимое изменение формы заключается в «самопроизвольной» деформации материала при прямом превращении и в восстановлении исходной формы при обратном превращении. Данный эффект проявляется многократно при циклах ОХЛАЖДЕНИЕ↔НАГРЕВ. Это явление, в соответствии с современной терминологией, принято обозначать как обратимый эффект памяти формы.

Следует отметить, что высокий предел прочности ($\sigma_в$) и текучести ($\sigma_т$) аустенитной фазы и напряжений термомеханического возврата (σ_R) при восстановлении деформации мартенситной неупругости наблюдается в предварительно упрочненных сплавах, когда формируется субструктура ячеистого типа с повышенной плотностью дефектов. Методами упрочнения материала являются деформационный и фазовый наклеп, а также дисперсионное твердение.

Эффект резиноподобного поведения, проявляющийся при некоторых условиях, заключается в полном восстановлении первоначальной формы после снятия нагрузки даже при больших величинах деформации. В условиях проявления сверхупругости (встречаются также термины –сверхэластичность и псевдоупругость) наблюдаются яркие экзо- и эндотермические процессы приводящие к интенсивному разогреву материала при нагружении и охлаждению при разгрузке. [5]

Для сплавов TiNi полностью восстанавливаемая деформация находится в пределах примерно 8%, характеризуется существенно нелинейным характером зависимости нагрузка–деформация и сопровождается гистерезисом. На рис.2 представлены зависимости напряжение-деформация для сверхупругого поведения материала в изотермических условиях.

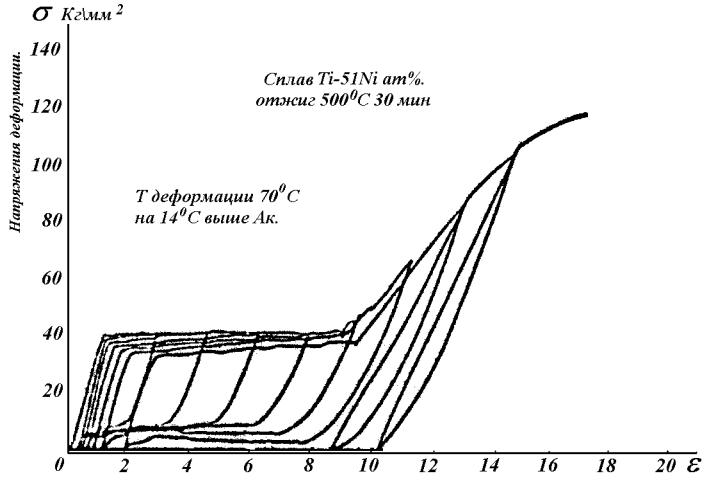


Рис.2 Эффект сверхупругости в зависимости от степени деформации

Явление сверхупругости связано с фазовыми превращениями происходящими в структуре материала. Подобно мартенситной фазе, возникающей при охлаждении материала, приложении внешней нагрузки способствует к образованию R-фазы.[] Прекращение внешнего воздействия, в изотермических условиях способствует к возврату исходной структуры материала и восстановлению первоначальной формы детали. Как следует из рис. 2, при деформациях не превышающих 8%, напряжения способствующие сверхупругому состоянию характеризуются постоянством и составляют примерно 40 кг\мм2. Дальнейшая деформация способствует не только к значительным повышениям противодействующих напряжений, но и к появлению остаточной пластической деформации, которая не восстанавливается при снятии внешней нагрузки и при дополнительном нагреве.

Приложение внешней нагрузки до предела текучести сплава 120 МП способствует к мгновенному локальному разогреву материала в очаге деформации на 40°С.

Инициирование сверхупругого состояния вначале связано с образованием ромбоэдрической R-фазы.. Напряжения, вызывающие образование R-фазы и ее дальнейшая модоменизация зависят от температуры и свойств окружающей среды при которой производится деформация, а также скорости отвода тепла из очага деформации. Ширина петли гистерезиса характеризуется скоростью и степенью деформации способствующей к интенсификации противодействующих напряжений. Охлаждение очага деформации приводит к снижению напряжений до значений соответствующих для данной температуры. На рис.3 продемонстрированы характеристики сверхупругого состояния в зависимости от действующих напряжений и свойств окружающей среды.

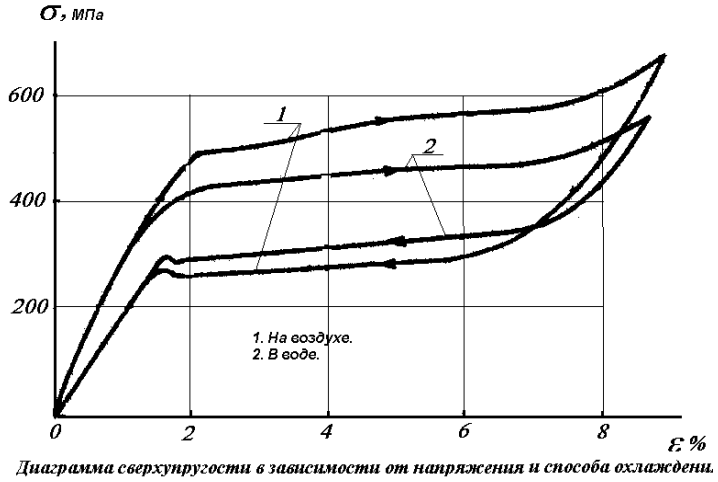


Рис.3Диаграмма сверхупругости в зависимости от напряжения и способа охлаждения

Важно отметить как количественные, так и качественные различия совершаемой работы материала при реализации эффекта памяти формы или эффекта сверхупругости. При равнозначности действующих напряжений, степень восстанавливаемой деформации при сверхупругости значительно выше, чем при эффекте памяти формы. Это связано с разным характером условий деформирования материала при температурах выше и ниже Мн. Накопление деформации начинается с R-фазы, которая составляет 1 ÷ 1,5%. При этом реализуются те варианты направлений, для которых напряжения формирование мартенсита сдвига наиболее благоприятно, а остаточная деформация превышать 8%. В результате накапливаемая деформация может достигать до 10%. [6]

Особо следует отметить, что для сплавов обогащенных титаном, включая и стехиометрический состав, у которых температура R превращения находится в непосредственной близости к мартенситному превращению или внутри этого превращения, реализация сверхупругого состояния невозможна.

Деталь, находящаяся в аустенитном (B2) состоянии, для перевода в мартенситное (B19) состоянии охлаждается и за счет внешней нагрузки деформируется в интервале температур от Мк до температуры примененного хладагента, например жидкого азота. Величина накапливаемой деформации не должна превышать «объёма памяти». При этом напряжения деформации возрастут до 600МПа, но процесс возможен при комнатной температуре с применением нормальных смазочных материалов. Это вероятно возможно для сплавов с R превращением близким к 0 °С, т.е. сплавы с железом. Наилучшие сплавы: Ti + 47 ат %Ni + 3ат %Fe (R превращение находится в интервале 0 °С). Муфта должна находится в деформированном состоянии на оправке и хранится при температурах не превышающих (30°С). Перегрев способствует к формированию пластической составляющей.

Необходим обязательно контролирование не только температур Мн и Мк, но и R превращение.

На основании контроля свойств материала в состоянии сверхупругости можно однозначно судить о напряжениях термомеханического возврата в зависимости от степени деформации. Контроль на присутствие R превращения можно судить по эндо и экзотермическим реакциям при прямой и обратной деформации образца?

Для инициирования вида используемой «памяти» (односторонняя, обратимая или круговая) производится специальная термообработка для:

-инициирования необходимой формы заготовки;

-снятия внутренних напряжений и стабилизации структурного состояния;

-корректировки температур мартенситного превращения регулировкой, в некоторых пределах, растворимости в матрице компонентов Ti ↔ Ni;

- высокотемпературная термомеханическая обработка для формирования ориентированной структуры и размеров зерна;

- инициирование обратимой памяти полуфабриката от пластического деформирования в горячем или холодном состоянии.

Если некоторые поверхности заготовки в последующем не подвергаются дополнительной механической обработке, то термообработка производится в защитной атмосфере в соответствии с требованиями предъявляемыми к титановым сплавам (вакуум или аргон).

Конструкционные материалы (металлы и сплавы) характеризуются следующими основополагающими для них понятиями как упругая и пластическая деформация.

Предел текучести σ_{02} является упругой составляющей напряжений когда остаточная пластическая деформация (невозвращаемая к исходному состоянию никаким воздействием, кроме аналогичного противодействия) как предельно допустимая и не превышающая 0,2%.

Остаточная пластическая деформация распространяется от 0,2 до 100% и более при этом напряжения течения материала зависят от степени упрочнения сплава. Предельное $\sigma_в$ определяет как напряжение разрушения.

В зависимости от условий деформации могут проявляться такие последовательности превращений.

Аустенитная (B2) фаза охлаждается до температур ниже Мк. Образовавшаяся фаза мартенсита (B19) по схеме B2→B19 деформируется при стационарных температурах, которые значительно ниже температур превращения. Направление главных деформаций в этом случае предоставляет простые перетасовочные смещения плоскостей, которые в целом сопровождаются деформацией решетки. Максимальная деформация находится в пределах 7-8%. Последующий нагрев способствует к обратному мартенситному превращению по схеме B19→B2 и восстановлению остаточной деформации мартенсита неупругости.

Трансформация температур, без приложения внешней нагрузки, ниже и выше области мартенситного превращения не приводит к измерению формы и линейных размеров детали, но характеризуется объёмными изменениями в пределах 0,34%.

Если превращения при охлаждении материала проходят с образованием R-фазы по схеме B2→R→B19 (T_R>Мн) или B2→B19→R (Мн>T_R) т.е. до и после или внутри мартенситных превращений, накопление деформации мартенситной неупругости может осуществляться как при R превращении, так и мартенситном превращении. Величина деформации при R превращении может достигать до 1,5%, характеризуется узким температурным гистерезисом (3-5°С) и возможно суммирование с деформацией мартенситных превращений (если T_R находится не внутри мартенситного превращения). В случае двухстадийного характера структурных превращений, наблюдаются и двухстадийные процессы накопления деформации и возврата формы материала.

Для реализации накопления деформации при R превращении необходимо производить ступенчатое охлаждение, т.к. потеря устойчивости решетки происходит не сразу, а постепенно.

Предшествие R превращения над мартенситными превращениями наблюдается у сплавов TiNi обогащенных никелем, и легированных Fe и Co .В сплавах легированных Cu наоборот, мартенситное превращение превалирует над R превращением.

Превращения B2→R и R→B19 разделены температурным интервалом достигающим до 100 °С.

Таким образом, реализуется односторонняя (одноразовая) память и в соответствии с принятыми в настоящее время терминалогией, характеризуется как эффект памяти формы.

Список литературы

1. Батурин А.Т. Детали машин. М.: Машиностроение, 1958. 423 с.
2. Курдюмов Г.В., Хандрос Л.Г. О термоупругом равновесии при мартенситных превращениях // Докл. АН СССР. 1949. . Т.66. № 2. С. 211-214.
3. Лихачев В.А., Петрова Н.Н. Структурный механизм накопления деформации при мартенситном превращении в TiNi. Л., 1984. 11 с.
4. Лотков А.И., Гришков В.Н. Никелид титана. Кристаллическая структура и фазовые превращения // Известия вузов. Физика. 1985. №5.
5. Хандрос Л.Г., Арбузова И.А. Мартенситное превращение, эффект памяти и сверхупругость // Металлы, электроны, решетка. Киев, 1975. С. 109 -143.
6. Чернов Д.Б., Паскаль Ю.И., Гюнтер В.Э. и др. Диаграммы структурных превращений сплавов на основе никелида титана и эффекты памяти формы // Изв. вузов. Физика. 1981. №3. С. 93-96.

УДК: 621.9

К ВОПРОСУ О ЗНАЧИМОСТИ ПОВЫШЕНИЯ СКОРОСТИ ТЕЧЕНИЯ И ДАВЛЕНИЯ СОТС В ЗОНЕ ШЛИФОВАНИЯ.

ON THE SIGNIFICANCE OF INCREASING THE RATE OF FLOW AND PRESSURE IN THE GRINDING SOTS

Албагачиев А.Ю. д.т.н., Яшков В.А. м.т.т., Силин Л.В. к.т.н.

(Муромский институт (филиал) федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых» г. Муром, Россия)

Эта работа о влиянии формы абразивного сегмента сборного абразивного круга с радиально подвижными сегментами на теплообмен между заготовкой и СОТС при внутреннем шлифовании.

Ключевые слова: *Шлифование, СОТС, температура, форма абразивного сегмента.*

This work considers the hydrodynamic phenomena in internal grinding teams abrasive wheels with radially movable segments.

Keywords: *Grinding, mathematical modeling, the temperature.*

В современном машиностроении одной из актуальных проблем является высокопроизводительная абразивная обработка отверстий деталей машин (например, гидроцилиндры, подшипники скольжения и др.), к поверхностному слою которых предъявляются высокие требования.

Обработка отверстий существующими абразивными инструментами сопряжена с рядом трудностей, обусловленных, прежде всего, сложностью подвода смазочно-охлаждающей технологической среды (СОТС) в зону резания через узкую щель между инструментом и заготовкой в условиях действия мощных аэродинамических потоков, создаваемых вращающимся инструментом. Это приводит к снижению производительности обработки из-за опасности образования тепловых дефектов в поверхностных слоях шлифованных деталей.

Основными путями повышения производительности инструмента для шлифования отверстий являются интенсификация режимов резания и увеличение площади контакта круга с заготовкой.

Традиционная схема внутреннего шлифования с эксцентрично расположенным относительно заготовки сплошным абразивным кругом не позволяет обеспечить качественный рост производительности из-за ограничений, накладываемых сложностью подвода СОТС в зону обработки, малой площадью контакта круга и заготовки, трудно осуществляемой интенсификации режимов резания без образования прижогов в шлифуемых заготовках и роста дисбалансов инструмента. Все это снижает точность обработанных отверстий.

Перспективным направлением решения проблемы повышения производительности инструмента для внутреннего шлифования является увеличение площади контакта круга и заготовки, создание условий надежного поступления СОТС в зону резания.

Проведенный анализ научно технической и патентной литературы позволил сделать вывод о том, что наиболее эффективным способом внутреннего шлифования является способ центробежного шлифования сборным инструментом с радиально подвижными абразивными сегментами [1, 2].

При шлифовании по данному способу, сборный абразивный инструмент с радиально подвижными сегментами размещают соосно обрабатываемой заготовке, организуя проточную емкость для СОТС. При вращении инструмента СОТС разгоняется и образует вращающиеся жидкостные кольца, эффективно охлаждающие и омывающие обрабатываемую заготовку. При этом в известных работах [3] зафиксировано усредненное давление СОТС в зоне обработки достигающие 1,3 МПа.

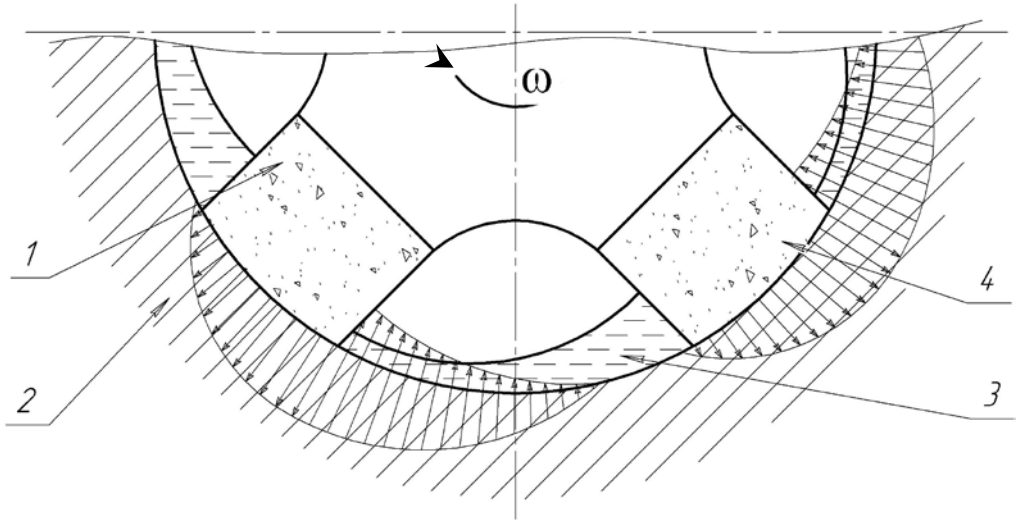


Рис. 1. Схема теплообмена между абразивными сегментами, заготовкой и СОТС

С точки зрения теплообмена схему внутреннего шлифования сборным абразивным кругом можно представить в следующем виде (рис 1). Движущиеся друг за другом абразивные сегменты 1 и 4 генерируют тепло распространяющееся в обрабатываемую деталь 2 и СОТС 3. По критерию Пекле (для данной схемы шлифования при диаметре заготовки 100 мм и частоте вращения круга 3000 об$^{-1}$ Pe=5,38*10^4) абразивные сегменты 1 и 4 являясь быстродвижущимися источниками тепла, передают его от заготовки к СОТС. В этом случае понижение температуры обрабатываемой детали в соответствии с законом Ньютона – Рихмана описывающего процесс теплообмена между заготовкой и СОТС будет выглядеть следующим образом:

$$(T_з - T_{СОТС}) = \frac{q}{\alpha},$$

где q (Вт/м^2) – плотность теплового потока, α (Вт/м^{2}К) – коэффициент теплоотдачи, определяемый по формуле: [3]

$$\alpha = 6 \cdot 10^4 V^{0,8}_{ж},$$

где Тз – температура заготовки, $T_{сотс}$ – температура СОТС.

Как видно из приведенных выше зависимостей для ускорения теплоотвода от заготовки необходимо повысить скорость течения СОТС под абразивными сегментами и за ними относительно поверхности заготовки.

Течение СОТС также зависит от формы сегмента. Расчеты, проведенные в программном пакете FloWorks для Solid Works, наглядно это демонстрируют [4].

Анализ рис. 2 показывает наличие трех скоростных зон течения СОТС, I – зона с максимальной скоростью, II – зона, где скорость течения СОТС практически равна нулю и III – зона, где средняя скорость течения СОТС усредняется до 3 – 5 м/с. Как видно из рис. 3 обтекание жидкости с точки зрения скорости потока наилучшее у сегмента цилиндрической формы. Однако, транспортировка СОТС к зоне резания наилучшая по плоской поверхности

Наличие быстродвижущейся СОТС на передней плоскости сегмента обеспечивает её моющие, диспергирующие и смазывающие свойства, а создаваемый гидродинамический клин (с высоким давлением) между обрабатываемой поверхностью и абразивным

сегментом обеспечивает течение СОТС по порам круга в непосредственной близости от зоны резания и перед сегментом, обеспечивая передачу тепла в СОТС.

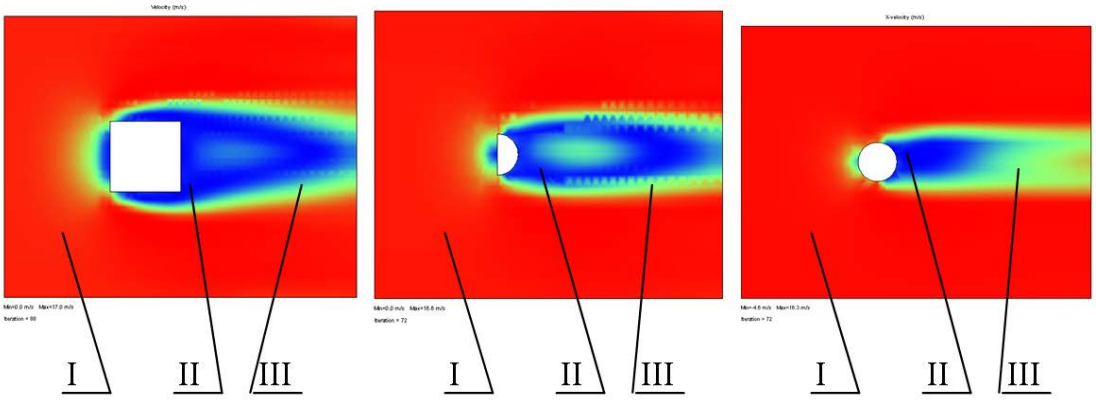


Рис. 2. Обтекание СОТС абразивного сегмента квадратной, полуцилиндрической и цилиндрической формы

Высокая скорость движения СОТС в межсегментном пространстве обеспечивает эффективный теплоотвод от обрабатываемой детали и соответственно безприжоговое, высокоскоростное (высокопроизводительное) шлифование.

Рассмотрим процесс снижения температуры за период паузы между двумя соседними циклами резания. Расчет произведен в прикладном пакете Mathcad [5].

Отношение температуры заготовки к контактной температуре определяем по следующей математической модели:

$$T/T_K = \exp\left[\left(\frac{\alpha}{\lambda}\right)^2 at\right]\cdot\left[1-erf\left(\frac{\alpha}{\lambda}\sqrt{at}\right)\right]$$

Данные для расчета:

Температуру СОТС принимаем равной нулю.

Материал детали – сталь 40Х.

Коэффициент температуропроводности $a = 0.1\cdot 10^{-4}$ м^2/с [6]

Коэффициент теплопроводности $\lambda = 75$ Вт/(м·К)

Длительность паузы $t = \dfrac{0.8\cdot 2\pi\cdot 50\cdot 10^{-3}}{V} = \dfrac{80\pi\cdot 10^{-3}}{V}$ с

Полученная теоретическая зависимость T/T_k от скорости омывания СОТС заготовки показана на рис. 3.

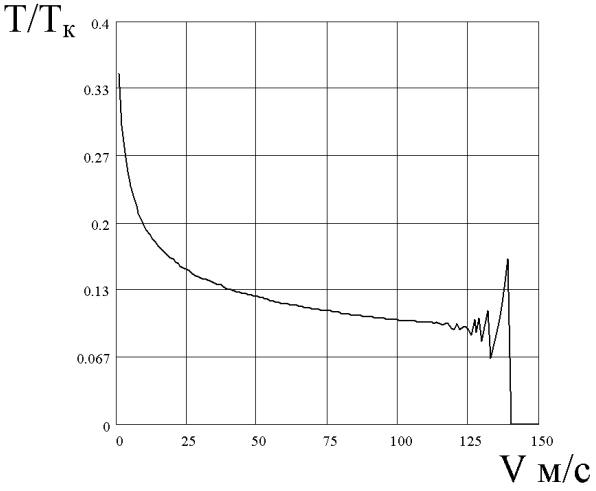


Рис. 3. Теоретическая зависимость T/T_k от скорости омывания СОТС заготовки V

Из графика видно, что при наличии жидкостного охлаждения и при высокой скорости омывания СОТС заготовки теоретически допустима возможность, когда поверхность в конце паузы между двумя соседними циклами резания охладится настолько, что ее температура будет равна исходной. В процессе моделирования выяснилось также, что при постоянстве теплофизических параметров материала на температуру охлаждаемой поверхности будет оказывать влияние длина впадины между сегметами и радиус шлифуемого отверстия (в данном примере соответственно 0,8 и 50 мм). Причем при уменьшении этих параметров температура охлаждаемой поверхности будет расти.

Таким образом, для уменьшения теплонапряженности процесса внутреннего шлифования нужно разработать такую схему процесса, при которой жидкость будет поступать непосредственно к зоне обработки, омывая поверхность детали с высокой скоростью.

Построенная математическая модель основана на определенной схематизации процесса. При практическом шлифовании, естественно, возможны отклонения от идеализированной схемы, учет которых может быть проведен только на основе экспериментальных измерений.

Список литературы:

1. Патент РФ №2182531. Способ внутреннего шлифования/ Д.Р. Блурцян, В.Г. Гусев, Ю.В. Трифонова и др. // Б.И., 2002. - №14.

2. Яшков В.А., Силин Л.В. Технология внутреннего шлифования без тепловых эффектов // СТИН. 2012. № 3. С. 22-25.

3. Гусев В.Г., Блурцян Д.Р., Трифонова Ю.В. Достоинства и особенности прогрессивного процесса шлифования отверстий кругами с радиально-подвижными сегментами // Материалы II МНТК. Актуальные проблемы машиностроения. Владимир: ВлГУ. 2002. С. 67 – 70.

4. Яшков В.А., Албагачиев А.Ю.Технологическое обеспечение качества поверхности при внутреннем шлифовании // Вестник МГУПИ, Москва, 2007, С.118-119

5. Яшков В.А., Силин Л.В., Албагачиев А.Ю. Разработка математической модели процесса теплообмена при внутреннем шлифовании сборным абразивным кругом // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2009. № 6. С. 182-184.

6. Резников А.Н. Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах: Учебник для вузов. М.: Машиностроение. 1990. 288 с.

УДК 539.3/532.527

О ВЗАИМНОМ ВЛИЯНИИ ПОТЕНЦИАЛЬНОЙ И СОЛЕНОИДАЛЬНОЙ СОСТАВЛЯЮЩИХ РЕШЕНИЯ В ОДНОЙ ДИНАМИЧЕСКОЙ ЗАДАЧЕ

ABOUT MUTUAL OF POTENTIAL AND VORTICAL OF THE DECISION IN ONE DYNAMIC PROBLEM

В.А. Андрущенко, д.ф.м.н. В.А., Головешкин, д.т.н., Н.Н. Холин, д.т.н.
(Институт автоматизации проектирования РАН,
Московский государственный университет приборостроения и информатики,
Москва, Россия)

Для динамической задачи для клина исследуется вопрос о взаимном влиянии потенциальной и соленоидальной составляющих. Решение данной задачи является необходимым шагом на пути создания теории вихревых движений твердых сред

Ключевые слова: *потенциальная составляющая, вихревая составляющая, динамика, упругое тело.*

Key words: *potential component, vortical component, dynamic, elastic body.*

Введение

В работах [1-2] получены решения некоторых плоских динамических упругих задач и сделана попытка выделить потенциальную и соленоидальную составляющие общего решения.. Поскольку имеет место не только тесная связь между распространением возмущений в сплошных средах и их эволюцией, но и существенные отличия из-за наличия в твердых телах прочности, что, в частности, в отличие от жидких и газообразных сред, является причиной наличия двух скоростей возмущений – сдвига и волн объёмного расширения.

Постановка задачи

Рассматривается задача расчета напряженно-деформированного состояния упругого гладкого клина плоскости, в котором в начальный момент в клинообразной области задана постоянная начальная скорость. Задача рассматривается в предположении о плоском деформированном состоянии.

Для плоской динамической задачи уравнения движения в полярной системе координат имеют вид [3]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r}+\frac{1}{r}\frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial \varphi}+\frac{\sigma_r-\sigma_\varphi}{r}=\rho\frac{\partial^2 u}{\partial t^2},$$
$$\frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial r}+\frac{1}{r}\frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi}+2\frac{\sigma_{r\varphi}}{r}=\rho\frac{\partial^2 v}{\partial t^2}. \qquad (1)$$

где $\sigma_r,\sigma_\varphi,\sigma_{r\varphi}$ - соответствующие напряжения; u, v - соответствующие перемещения , t - время, ρ - плотность.

Связь $\sigma_r,\sigma_\varphi,\sigma_{r\varphi}$ с перемещениями u, v определяется законом Гука:

$$\sigma_r=\lambda\left(\frac{\partial u}{\partial r}+\frac{u}{r}+\frac{1}{r}\frac{\partial v}{\partial \varphi}\right)+2\mu\frac{\partial u}{\partial r}$$

$$\sigma_{\varphi} = \lambda(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial v}{\partial \varphi}) + 2\mu(\frac{u}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial v}{\partial \varphi})$$

$$\sigma_{r\varphi} = \mu(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial u}{\partial \varphi} + \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r})$$

где λ, μ - постоянные Ламе.

Начальные условия при t=0: u=v=0; $\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial v}{\partial t} = 0$ при $0 < \varphi < \alpha, \beta < \varphi < \psi$;

$\frac{\partial u}{\partial t} = w_x \cos\varphi + w_y \sin\varphi$, $\frac{\partial v}{\partial t} = -w_x \sin\varphi + w_y \cos\varphi$ при $\alpha < \varphi < \beta$.

Граничные условия v=0 , $\sigma_{r\varphi}$=0 при $\varphi = 0$ и $\varphi = \psi$.

Согласно [4] из постановки задачи, поскольку отсутствует характерный линейный размер, решение можно искать в виде

$$u = ctf(z,\varphi),\ v = ctg(z,\varphi)\ ,\text{ где } z = \frac{r}{ct}\ , c^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho}\ , c_1^{\ 2} = \frac{\mu}{\rho}.$$

c, c_1 - скорости объемных и сдвиговых волн соответственно, $b = \frac{c_1}{c}$.

Система уравнений (1) примет вид

$$(1-z^2)\frac{\partial^2 f}{\partial z^2} + \frac{1}{z}\frac{\partial f}{\partial z} - \frac{1}{z^2} f + \frac{b^2}{z^2}\frac{\partial^2 f}{\partial \varphi^2} + \frac{(1-b^2)}{z}\frac{\partial^2 g}{\partial z \partial \varphi} - \frac{(1+b^2)}{z^2}\frac{\partial g}{\partial \varphi} = 0,$$

$$\frac{(1-b^2)}{z}\frac{\partial^2 f}{\partial z \partial \varphi} + \frac{(1+b^2)}{z^2}\frac{\partial f}{\partial \varphi} + (b^2 - z^2)\frac{\partial^2 g}{\partial z^2} + \frac{b^2}{z}\frac{\partial g}{\partial z} - \frac{b^2}{z^2} g + \frac{1}{z^2}\frac{\partial^2 g}{\partial \varphi^2} = 0. \qquad (2)$$

С условиями

$$\lim_{z\to\infty} f(z,\varphi) = \lim_{z\to\infty} g(z,\varphi) = 0 \quad \text{при} \quad \varphi \in (0,\alpha), \varphi \in (\beta,\psi).$$

$$\lim_{z\to\infty} f(z,\varphi) = \frac{1}{c}(w_x \cos\varphi + w_y \sin\varphi) \quad \text{при} \quad \varphi \in (\alpha,\beta)$$

$$\lim_{z\to\infty} g(z,\varphi) = \frac{1}{c}(-w_x \sin\varphi + w_y \cos\varphi) \quad \text{при} \quad \varphi \in (\alpha,\beta) \qquad (3)$$

Граничные условия при $\varphi = 0$ и $\varphi = \psi$ имеют вид

$$g = 0$$

$$\frac{1}{z}\frac{\partial f}{\partial \varphi} + \frac{\partial g}{\partial z} - \frac{g}{z} = 0 \qquad (4)$$

Решение задачи

Решение ищем в виде

$$f(z,\varphi) = u_0(z) + \sum_{n=1}^{\infty} u_n(z)\cos\alpha_n\varphi,$$

$$g(z,\varphi) = \sum_{n=1}^{\infty} v_n(z)\sin\alpha_n\varphi\ . \qquad (5)$$

где $\alpha_n = n\frac{\pi}{\psi}$.

Для определения неизвестных функций имеем следующие уравнения

$$(1-z^2)\frac{d^2u_0}{dz^2}+\frac{1}{z}\frac{du_0}{dz}-\frac{1}{z^2}u_0=0, \tag{6}$$

$$(1-z^2)\frac{d^2u_n}{dz^2}+\frac{1}{z}\frac{du_n}{dz}-\frac{u_n}{z^2}-\frac{b^2}{z^2}\alpha_n{}^2u_n+\frac{1-b^2}{z}\alpha_n\frac{dv_n}{dz}-\frac{1+b^2}{z^2}\alpha_n v_n=0 \tag{7}$$

$$-\frac{1-b^2}{z}\alpha_n\frac{du_n}{dz}-\frac{1+b^2}{z^2}\alpha_n u_n+(b^2-z^2)\frac{d^2v_n}{dz^2}+\frac{b^2}{z}\frac{dv_n}{dz}-b^2\frac{v_n}{z^2}-\frac{1}{z^2}\alpha_n{}^2v_n=0 \tag{8}$$

С условиями

$$\lim_{z\to\infty}u_0(z)=P_0 \tag{9}$$

где $P_0=\frac{w_x}{\psi c}(\sin\beta-\sin\alpha)-\frac{w_y}{\psi c}(\cos\beta-\cos\alpha)$.

$$\lim_{z\to\infty}u_n(z)=P_n, \tag{10}$$

где $P_n=\frac{w_x}{\psi c}\frac{2}{\alpha_n{}^2-1}(\alpha_n\sin\alpha_n\beta\cos\beta-\cos\alpha_n\beta\sin\beta-\alpha_n\sin\alpha_n\alpha\cos\alpha+\cos\alpha_n\alpha\sin\alpha)+$

$$+\frac{w_y}{\psi c}\frac{2}{\alpha_n{}^2-1}(\alpha_n\sin\alpha_n\beta\sin\beta+\cos\alpha_n\beta\cos\beta-\alpha_n\sin\alpha_n\alpha\sin\alpha-\cos\alpha_n\alpha\cos\alpha)+$$

$$\lim_{z\to\infty}v_n(z)=T_n, \tag{11}$$

где $T_n=\frac{w_x}{\psi c}\frac{2}{\alpha_n{}^2-1}(\alpha_n\cos\alpha_n\beta\sin\beta-\sin\alpha_n\beta\cos\beta-\alpha_n\cos\alpha_n\alpha\sin\alpha+\sin\alpha_n\alpha\cos\alpha)+$

$$+\frac{w_y}{\psi c}\frac{2}{\alpha_n{}^2-1}(-\alpha_n\cos\alpha_n\beta\cos\beta-\sin\alpha_n\beta\sin\beta+\alpha_n\cos\alpha_n\alpha\cos\alpha+\sin\alpha_n\alpha\sin\alpha)$$

Введем величины τ , τ_1 , τ_2 , τ_3 следующим образом

$ch\tau=\frac{1}{z}$ при z<1, $\cos\tau_1=\frac{1}{z}$ при z>1 , $ch\tau_2=\frac{b}{z}$ при z<b, $\cos\tau_3=\frac{b}{z}$ при z>b.

Решение (6) имеет вид:

$$u_0=\frac{C_0}{\cos\tau_1}+D_0\left(\frac{\tau_1}{\cos\tau_1}-\sin\tau_1\right) \quad \text{при } z>1; \tag{12}$$

$$u_0=\frac{A_0}{ch\tau}+B_0\left(\frac{\tau}{ch\tau}-sh\tau\right) \quad \text{при } z<1 \tag{13}$$

Из условия ограниченности решения при $z\to\infty$ следует $C_0=-\frac{\pi}{2}D_0$, тогда , используя (9) , получаем

$$D_0 = -\frac{1}{2}P_0.$$

Из условия ограниченности решения при $z \to 0$ следует $B_0 = 0$, а из условия непрерывности решения при z=1 имеем $A_0 = C_0$. Тогда получаем:

$$u_0 = \frac{\pi P_0}{4ch\tau} \text{ при z<1;} \quad u_0 = -\frac{P_0}{2}\left(\frac{\tau_1 - \pi/2}{\cos\tau_1} - \sin\tau_1\right) \text{ при z>1.} \qquad (14)$$

Введем следующие функции

$$X_{n,1} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{\cos(\alpha_n+1)\tau_1}{\alpha_n+1} - \frac{\cos(\alpha_n-1)\tau_1}{\alpha_n-1} - \frac{1}{\cos\tau_1}\left(\frac{\cos(\alpha_n+2)\tau_1}{\alpha_n+2} - \frac{\cos(\alpha_n-2)\tau_1}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,1} = \left[\frac{\cos(\alpha_n+1)\tau_1}{\alpha_n+1} - \frac{\cos(\alpha_n-1)\tau_1}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2\cos\tau_1}\left(\frac{\cos(\alpha_n+2)\tau_1}{\alpha_n+2} - \frac{\cos(\alpha_n-2)\tau_1}{\alpha_n-2}\right)\right]$$

$$X_{n,2} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{\sin(\alpha_n+1)\tau_1}{\alpha_n+1} - \frac{\sin(\alpha_n-1)\tau_1}{\alpha_n-1} - \frac{1}{\cos\tau_1}\left(\frac{\sin(\alpha_n+2)\tau_1}{\alpha_n+2} - \frac{\sin(\alpha_n-2)\tau_1}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,2} = \left[\frac{\sin(\alpha_n+1)\tau_1}{\alpha_n+1} - \frac{\sin(\alpha_n-1)\tau_1}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2\cos\tau_1}\left(\frac{\sin(\alpha_n+2)\tau_1}{\alpha_n+2} - \frac{\sin(\alpha_n-2)\tau_1}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$X_{n,3} = \left[\frac{\cos(\alpha_n+1)\tau_3}{\alpha_n+1} - \frac{\cos(\alpha_n-1)\tau_3}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2\cos\tau_3}\left(\frac{\cos(\alpha_n+2)\tau_3}{\alpha_n+2} - \frac{\cos(\alpha_n-2)\tau_3}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,3} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{\cos(\alpha_n+1)\tau_3}{\alpha_n+1} - \frac{\cos(\alpha_n-1)\tau_3}{\alpha_n-1} - \frac{1}{\cos\tau_3}\left(\frac{\cos(\alpha_n+2)\tau_3}{\alpha_n+2} - \frac{\cos(\alpha_n-2)\tau_3}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$X_{n,4} = \left[\frac{\sin(\alpha_n+1)\tau_3}{\alpha_n+1} - \frac{\sin(\alpha_n-1)\tau_3}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2\cos\tau_3}\left(\frac{\sin(\alpha_n+2)\tau_3}{\alpha_n+2} - \frac{\sin(\alpha_n-2)\tau_3}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,4} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{\sin(\alpha_n+1)\tau_3}{\alpha_n+1} - \frac{\sin(\alpha_n-1)\tau_3}{\alpha_n-1} - \frac{1}{\cos\tau_3}\left(\frac{\sin(\alpha_n+2)\tau_3}{\alpha_n+2} - \frac{\sin(\alpha_n-2)\tau_3}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$X_{n,5} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{ch(\alpha_n+1)\tau}{\alpha_n+1} - \frac{ch(\alpha_n-1)\tau}{\alpha_n-1} - \frac{1}{ch\tau}\left(\frac{ch(\alpha_n+2)\tau}{\alpha_n+2} - \frac{ch(\alpha_n-2)\tau}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,5} = \left[\frac{ch(\alpha_n+1)\tau}{\alpha_n+1} - \frac{ch(\alpha_n-1)\tau}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2ch\tau}\left(\frac{ch(\alpha_n+2)\tau}{\alpha_n+2} - \frac{ch(\alpha_n-2)\tau}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$X_{n,6} = -\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{sh(\alpha_n+1)\tau}{\alpha_n+1} - \frac{sh(\alpha_n-1)\tau}{\alpha_n-1} - \frac{1}{2ch\tau}\left(\frac{sh(\alpha_n+2)\tau}{\alpha_n+2} - \frac{sh(\alpha_n-2)\tau}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,6}=\left[\frac{sh(\alpha_n+1)\tau}{\alpha_n+1}-\frac{sh(\alpha_n-1)\tau}{\alpha_n-1}-\frac{1}{2ch\tau}\left(\frac{sh(\alpha_n+2)\tau}{\alpha_n+2}-\frac{sh(\alpha_n-2)\tau}{\alpha_n-2}\right)\right]$$

$$X_{n,7}=\left[\frac{ch(\alpha_n+1)\tau_2}{\alpha_n+1}-\frac{ch(\alpha_n-1)\tau_2}{\alpha_n-1}-\frac{1}{2ch\tau_2}\left(\frac{ch(\alpha_n+2)\tau_2}{\alpha_n+2}-\frac{ch(\alpha_n-2)\tau_2}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$Y_{n,7}=-\frac{1}{\alpha_n}\left[\frac{ch(\alpha_n+1)\tau_2}{\alpha_n+1}-\frac{ch(\alpha_n-1)\tau_2}{\alpha_n-1}-\frac{1}{ch\tau_2}\left(\frac{ch(\alpha_n+2)\tau_2}{\alpha_n+2}-\frac{ch(\alpha_n-2)\tau_2}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

$$X_{n,8}=\left[\frac{sh(\alpha_n+1)\tau_2}{\alpha_n+1}-\frac{sh(\alpha_n-1)\tau_2}{\alpha_n-1}-\frac{1}{2ch\tau_2}\left(\frac{sh(\alpha_n+2)\tau_2}{\alpha_n+2}-\frac{sh(\alpha_n-2)\tau_2}{\alpha_n-2}\right)\right],$$

При z>1 решение (8, 9) имеет вид

$$u_n=A_{n,1}X_{n,1}+A_{n,2}X_{n,2}+A_{n,3}X_{n,3}+A_{n,4}X_{n,4},$$

$$v_n=A_{n,1}Y_{n,1}+A_{n,2}Y_{n,2}+A_{n,3}Y_{n,3}+A_{n,4}Y_{n,4}. \quad (15)$$

Из условия ограниченности решения при $z\to\infty$ следует

$$A_{n,1}\cos\alpha_n\pi/2+A_{n,2}\sin\alpha_n\pi/2=0$$

$$A_{n,3}\cos\alpha_n\pi/2+A_{n,4}\sin\alpha_n\pi/2=0$$

Тогда можно записать

$$A_{n,1}=C_{n,1}\sin\alpha_n\pi/2\ ,\ A_{n,2}=-C_{n,1}\cos\alpha_n\pi/2\ ,A_{n,3}=D_{n,1}\sin\alpha_n\pi/2\ ,$$
$$A_{n,4}=-D_{n,1}\cos\alpha_n\pi/2. \quad (16)$$

Используя (16, 15, 10, 11), получаем

$$C_{n,1}=-0.5P_{n,1}-0.5\alpha_n T_{n,1},$$
$$D_{n,1}=-0.5\alpha_n P_{n,1}-0.5T_{n,1}. \quad (17)$$

При b<z<1 решение (8, 9) имеет вид

$$u_n=H_{n,5}X_{n,5}+H_{n,6}X_{n,6}+A_{n,3}X_{n,3}+A_{n,4}X_{n,4},$$

$$v_n=H_{n,5}Y_{n,5}+H_{n,6}Y_{n,6}+A_{n,3}Y_{n,3}+A_{n,4}Y_{n,4}. \quad (18)$$

При 0<z<b решение (8, 9) имеет вид

$$u_n=H_{n,5}X_{n,5}+H_{n,6}X_{n,6}+H_{n,7}X_{n,7}+H_{n,8}X_{n,8},$$
$$v_n=H_{n,5}Y_{n,5}+H_{n,6}Y_{n,6}+H_{n,7}Y_{n,7}+H_{n,8}Y_{n,8} \quad (19)$$

Отметим что слагаемые содержащие $X_{n,1},Y_{n,1}$, $X_{n,2},Y_{n,2}$, $X_{n,5},Y_{n,5}$, $X_{n,6},Y_{n,6}$ представляют потенциальную составляющую решения, слагаемые содержащие $X_{n,3},Y_{n,3}$, $X_{n,4},Y_{n,4}$, $X_{n,7},Y_{n,7}$, $X_{n,8},Y_{n8}$ - соленоидальную.

Из условия непрерывности решения при z=1 получаем

$$H_{n,5}=A_{n,1} \quad (20)$$

Из условия непрерывности решения при z=b получаем

$$H_{n,7} = A_{n,3} \tag{21}$$

Из условия ограниченности решения при $z \to 0, \alpha_n > 1$ имеем

$$H_{n,5} = -H_{n,6} \ , \ H_{n,7} = -H_{n,8} \tag{22}$$

При $\alpha_n < 1, \quad z \to 0$ из условия ограниченности решения u_n в окрестности точки z=0 получаем следующую систему уравнений

$$H_{n,5} + H_{n,6} + H_{n,7} b^{\alpha_n+1} + H_{n,8} b^{\alpha_n+1} = 0$$

$$-H_{n,5} + H_{n,6} - H_{n,7} b^{1-\alpha_n} + H_{n,8} b^{1-\alpha_n} = 0 \tag{.23}$$

Решая (.23) , получаем

$$H_{n,6} = -\frac{1-b^{2\alpha_n}}{1+b^{2\alpha_n}} A_{n,1} - \frac{2b^{\alpha_n+1}}{1+b^{2\alpha_n}} A_{n,3},$$

$$H_{n,8} = -\frac{2b^{\alpha_n-1}}{1+b^{2\alpha_n}} A_{n,1} + \frac{1-b^{2\alpha_n}}{1+b^{2\alpha_n}} A_{n,3}. \tag{24}$$

решение представим в виде

$$f(z,\varphi) = f_p(z,\varphi) + f_s(z,\varphi)$$

$$g(z,\varphi) = g_p(z,\varphi) + g_s(z,\varphi)$$

индекс p соответствует потенциальной составляющей, индекс s - соленоидальной. Выражения для соответствующих компонент имеют вид

$$f_p(z,\varphi) = u_0(z) + \sum_{n=1}^{\infty} u_{np}(z) \cos \alpha_n \varphi$$

$$g_p(z,\varphi) = \sum_{n=1}^{\infty} v_{np}(z) \sin \alpha_n \varphi$$

$$f_s(z,\varphi) = \sum_{n=1}^{\infty} u_{ns}(z) \cos \alpha_n \varphi$$

$$g_s(z,\varphi) = \sum_{n=1}^{\infty} v_{ns}(z) \sin \alpha_n \varphi$$

При этом

при z>1

$$u_{np}(z) = A_{n,1} X_{n,1} + A_{n,2} X_{n,2},$$

$$v_{np}(z) = A_{n,1} Y_{n,1} + A_{n,2} Y_{n,2};$$

при z<1

$$u_{np}(z) = H_{n,5} X_{n,5} + H_{n,6} X_{n,6}$$

$$v_{np}(z) = H_{n,5} Y_{n,5} + H_{n,6} Y_{n,6}$$

Для соленоидальной составляющей при z>b

$$u_{ns}(z) = A_{n,3} X_{n,3} + A_{n,4} X_{n,4}$$

$$v_{ns}(z) = A_{n,3} Y_{n,3} + A_{n,4} Y_{n,4}$$

при z<b

$$u_{ns}(z) = A_{n,7}X_{n,7} + A_{n,8}X_{n,8}$$
$$v_{ns}(z) = A_{n,7}Y_{n,7} + A_{n,8}Y_{n,8}$$

Отметим, что взаимное влияние потенциальной и соленоидальной составляющей проявляется лишь при значениях $\alpha_n > 1$. Из определения α_n следует, что угол раствора клина должен превышать π. При меньших углах данные составляющие независимы.

Особенности напряженного состояния в вершине клина исследовались в работах . [2,5,6].

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант 09-01-00570).

Список литературы

1. Андрущенко В.А., Головешкин В.А., Холин Н.Н. Вихревые движения твердых сред в динамических задачах теории упругости // ИФЖ. 1999. Т.72. N 4. С.802-809.
2. Головешкин В.А. Исследование характера особенностей напряженного состояния в одной автомодельной динамической задаче для плоского клина // Механика композиционных материалов и конструкций. 2000. Т.6. № 1. С. 32-42.
3. Ляв Математическая теория упругости. ОНТИ НКТП. СССР. 1935.
4. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. М.:Наука. 1977.
5. Костров Б.В. Автомодельные динамические задачи о вдавливании жесткого штампа в упругое полупространство // Изв. АН СССР, Механика и машиностроение. 1964. № 4. С.24-32.
6. Исраилов М.Ш. Динамическая теория упругости и дифракция волн. М.: Изд-во МГУ, 1992

УДК 621:658.51.011.56(075.8)

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПЕРЕХОДА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛИ

AUTOMATED DESIGN PROCESS MANUFACTURING STEP

Арзыбаев А.М. (ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Показана методика проектирования технологического перехода изготовления поверхности детали, раскрыты совокупности элементов технологического перехода и методика поиска лучшего варианта.

Ключевые слова: *технологический переход, метод обработки, обрабатывающий инструмент, материал рабочей части инструмента, способ установки инструмента, модуль поверхностей, автоматизация.*

The technique of design of technological transition of manufacturing of a surface of a detail is shown, sets of elements of technological transition and a technique of search of the best option are opened.

Keywords: *technological transition, the method of processing processing the tool, a material of a working part of the tool, a way of installation of the tool, the module of surfaces, automation.*

Основу технологических процессов изготовления деталей составляют технологические переходы, качество проектирования которых во многом определяет качество самих технологических процессов.

В настоящее время отсутствует формализованная методика разработки технологических переходов. Имеются лишь рекомендации по выбору составляющих элементов технологического перехода – методов обработки, инструмента, материала инструмента.

Эти данные разбросаны по различным литературным источникам. Это в итоге приводит к тому, что технолог при разработке технологических переходов руководствуется, главным образом, своим опытом, примерами из типовых технологических процессов[1].

В итоге разработанные технологические переходы в подавляющем большинстве случаев не учитывают современные средства технологического обеспечения и представляют собой посредственные решения.

Особенно большое значение приобретает разработка технологических переходов при создании базы данных в САПР технологических процессов, т.к. эти переходы многократно повторяются при разработке различных технологических процессов.

В связи с этим автоматизация проектирования технологических процессов имеет большое значение. Автоматизация проектирования технологического процесса изготовления детали должна позволить использовать все существующие и вновь создаваемые средства технологического обеспечения.

Технология изготовления поверхности детали отличается большим разнообразием методов, способов обработки, инструмента, инструментального материала, способов установки инструмента. Поэтому совокупность элементов технологического перехода (СЭТП) отличается многовариантностью и требует разработки методики их поиска и выбора лучшего варианта. Согласно процессу проектирования технологического перехода, выбор элементов СЭТП осуществляется в следующей последовательности: выбор метода обработки - выбор обрабатывающего инструмента, реализующего метод

обработки – выбор материала рабочей части инструмента - выбор способа установки инструмента.

Каждый из перечисленных элементов имеет значительное множество. Отсюда, формирование СЭТП заключается в выборе каждого элемента технологического перехода из их множеств в приведенной последовательности, что может быть представлено в виде схемы, приведенной на рис.1 и ее код [2].

Для поиска СЭТП необходимо установить связи между характеристиками изготавливаемой поверхности, величиной припуска, характером его распределения по изготавливаемой поверхности, материалом заготовки и элементами технологического перехода – методами обработки, обрабатывающим инструментом, материалом рабочей части инструмента и способом установки инструмента.

В качестве исходных данных при проектировании технологического перехода выступают изготавливаемая поверхность, требования к ее качеству, материал заготовки, снимаемый припуск.

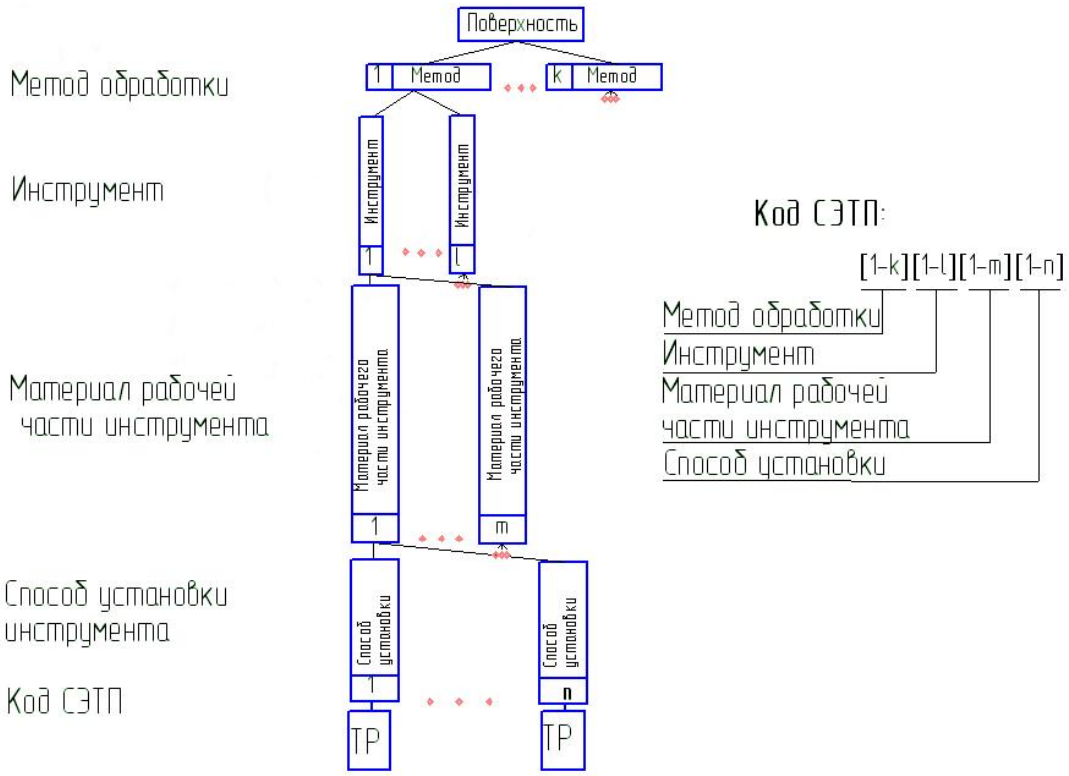


Рис.2.Схема формирования СЭТП изготовления поверхности детали

В свою очередь они описываются соответствующими характеристиками: изготавливаемая поверхность - формой и размерами, точностью и шероховатостью; материал заготовки – твердостью, пластичностью, качеством поверхностного слоя, снимаемый припуск – величиной.

На основании анализа участия каждого элемента в процессе обработки и получаемых результатов было установлено, какие из перечисленных характеристик достигаются применением соответствующего элемента технологического перехода. Полученные данные приведены в таблице 1.

В результате установления этих связей предлагается следующая схема поиска СЭТП изготовления поверхности детали.

Выбор метода обработки осуществляется путем отбора из множества известных методов обработки тех, которые обеспечивают получение заданной геометрической

формы изготавливаемой поверхности, её размеров, снятие заданной величины припуска, достижение требований к точности обработки (IT) и шероховатости (Ra) поверхности.

Выбор обрабатывающего инструмента по каждому из отобранных методов обработки определяется возможностью получения заданных размеров поверхности, точности и шероховатости.

Выбор материала рабочей части инструмента. Проверяется каждый из известных инструментальных материалов рабочей части инструмента на возможность обработки материала заготовки по параметрам твердости, пластичности, условиям обработки и величины припуска.

Таблица 1.

Связи между характеристиками исходных данных и элементами технологического перехода

Элемент технологического перехода	Характеристики исходных данных
Метод обработки	Геометрическая форма изготавливаемой поверхности, размеры, точность и шероховатость поверхности, величина припуска
Обрабатывающий инструмент	Размеры, соотношение размеров, точность и шероховатость изготавливаемой поверхности
Материал рабочей части инструмента	Твердость и пластичность материала заготовки, условия обработки, величина припуска
Способ установки инструмента	Соотношение размеров, точность и шероховатость изготавливаемой поверхности.

Под условиями обработки понимается характер обрабатываемой поверхности, наличие корки и т.д.

Выбор способа установки инструмента. На данном этапе принимается во внимание, что инструмент влияет на качество поверхности через жесткость своей конструкции. Жесткость инструмента влияет на точность изготавливаемой поверхности, ее шероховатость.

В свою очередь жесткость инструмента зависит от его материала и размеров, а последние от размеров изготавливаемой охватывающей поверхности.

В соответствие с разработанной методикой поиска СЭТП были получены схемы поиска СЭТП изготовления поверхностей МП. Для автоматизации поиска СЭТП по разработанной методике были разработаны алгоритм и программа (рис.2 и рис.3).

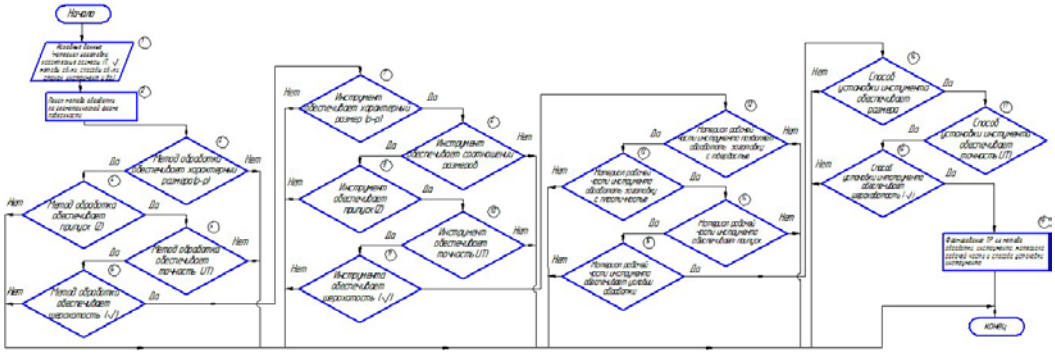


Рис.2. Алгоритм поиска СЭТП изготовления поверхности детали

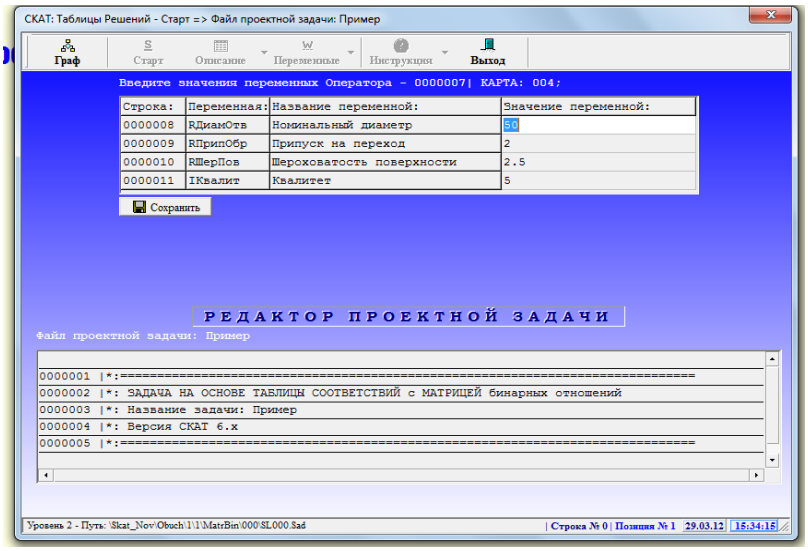


Рис.3 . Фрагменты программы поиска СЭТП изготовления цилиндрического отверстия

Список литературы

1. Базров Б.М., Арзыбаев А.М. Выбор технологических решений при изготовлении деталей // Вестник машиностроения. 2010. №9. С.54-56.

2. Арзыбаев А.М., Сахаров А.В. Методика поиска технологического решения по изготовлению поверхности детали // Инженерный справочник. 2012. №3. С.3-6.

УДК 621.891: 519.242.7

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ ПОКРЫТИЙ

TRIBOTECHNICAL ASPECTS OF THE FRICTION AND WEAR OF COATINGS

Асланян И.Р., к.т.н., Емаев И.И., Шустер Л.Ш., д.т.н.
(УГАТУ, г. Уфа)

В работе приведены исследования коэффициента трения электролитических никель-фосфорных (NiP) покрытий с добавками карбидов кремния при непрерывном трении скольжения. Установлено, что высокие значения коэффициента трения электролитических NiP-SiC покрытий связаны, главным образом, с большой величиной молекулярной составляющей коэффициента трения, формируемой высокой энергией вязкого течения никеля.

Ключевые слова: *электролитические покрытия, коэффициент трения.*

Investigation of the friction coefficient of electrolytic nickel-phosphorous (NiP) coatings with the addition of silicon carbide during continuous sliding were presented. Found that high values of the friction coefficient of electrolytic NiP-SiC coatings are related mainly to the large value of the molecular component of the friction coefficient, formed by high energy of viscous flow of nickel

Keywords*: electrolytic coating, friction coefficient.*

Введение

Одна из самых острых и сложных проблем современного машиностроения – износ механизмов и машин – предполагает ежегодное увеличение расходов на их восстановление [1]. В связи с этим любое продвижение в ее решении дает комплексный результат – это и повышение энергосбережений, и возрастание показателей надежности изделия, и улучшение функциональных характеристик изделия. Одно из перспективных направлений исследований по трибологии состоит в нанесении электролитических покрытий. Износостойкие покрытия, получаемые электролитическим осаждением, отличаются высоким сопротивлением износу, минимальной склонностью к заеданию, высоким сопротивлением коррозии.

Данная работа посвящена исследованию коэффициента трения электролитических никель-фосфорных (NiP) покрытий с добавками карбидов кремния при непрерывном трении скольжения.

Методика исследования

NiP покрытия осаждали на стальную подложку в электролитической ванне. Использовали электролит Уоттса, содержащий также 20 г/л фосфористой кислоты H_3PO_3 и суспензию карбидов кремния в количестве 0 и 200 г/л со средним диаметром частиц 600 нм. Часть образцов отжигали при температуре 420 ^oC в течение 1 часа.

Трибологические испытания проводились по схеме шар – диск при нормальном нагружении 1, 5, 7,5, 10 и 12,5 Н, частоте колебаний 2 Гц и тангенциальном смещении (амплитуде) 100 и 500 мкм. Количество циклов испытаний для всех образцов было 20 000. В качестве контртела использовались корундовые шары (фирма Ceratech, Нидерланды) диаметром 10 мм, с шероховатостью поверхности Ra 0,2 мкм. Испытания проводились без смазки при температуре воздуха 23 ^oC и относительной влажности 50 %. Коэффициент трения записывался постоянно во время проведения испытаний. Результаты трибологических испытаний представляли как усредненное значение, полученное по трем измерениям для каждого типа покрытия.

Результаты эксперимента и их обсуждение

Графики изменения величин коэффициента трения NiP и композиционных NiP-SiC покрытий (термообработанных и нетермообработанных) в процессе изнашивания представлены на рис. 1. Внешний вид зависимости коэффициента трения от количества циклов воздействий NiP покрытий имеет волнообразный характер. В случае композиционных NiP-SiC покрытий эта зависимость имеет даже скачкообразный характер. Это связано с тем, что карбиды кремния в процессе трения и изнашивания периодически выступают на поверхность, увеличивая ее шероховатость, изнашиваются, выкрашиваются с поверхности покрытий и уносятся из зоны контакта, что отражается на характере зависимости $f = f(N)$.

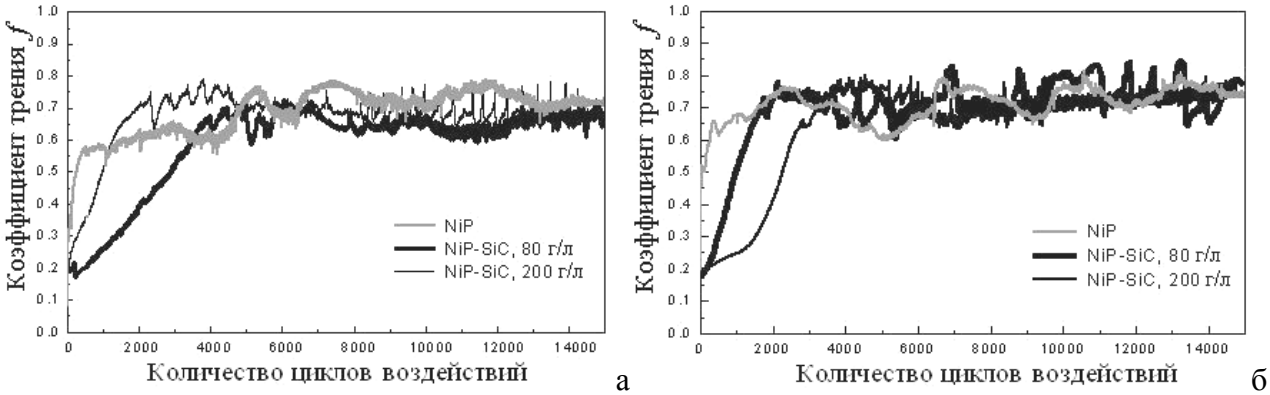


Рис. 1. График изменения коэффициента трения нетермообработанных (а) и термообработанных (б) покрытий по мере их изнашивания при нагрузке 2 Н.

Как видно из графиков, термообработанные и нетермообработанные NiP покрытия характеризуются самым коротким по сравнению с композиционными NiP-SiC покрытиями периодом приработки, что подтверждается авторами работ [2-4]. У композиционных термообработанных NiP-SiC покрытий период приработки уменьшается. Средние значения коэффициентов трения покрытий при скольжении в зоне установившегося износа приведены в табл. 1.

Таблица 1

Средние значения коэффициента трения покрытий при скольжении на установившемся режиме

Состав покрытий	Нетермообработанные	Термообработанные
NiP	0,73	0,74
NiP-SiC, 80 г/л	0,65	0,78
NiP-SiC, 200 г/л	0,69	0,77

При рассмотрении результатов, приведенных на рис. 1 прежде всего обращают на себя внимание следующие факты:

- повышение коэффициента трения по мере приработки поверхностей трения, хотя по классическим канонам [5] процесс должен быть обратным, т.е. коэффициент трения при этом должен уменьшаться;
- большая величина коэффициента f трения (в пределах 0,6-0,8) в зоне установившегося износа поверхностей трения.

Для объяснения полученных результатов были проведены исследования адгезионного взаимодействия контактирующих при трении материалов. Как указывалось выше, согласно механико-молекулярной теории трения [5], коэффициент f трения равен:

$$f = f_м + f_д \quad (1)$$

где $f_м$ – молекулярная составляющая коэффициента трения; $f_д$ – деформационная составляющая коэффициента трения.

Известно [6], что деформационная составляющая коэффициента трения в условиях ненасыщенного упругого контакта приближенно определяется зависимостью:

$$f_д = \frac{0{,}24\alpha_{эф} \cdot p_c^{0,2} \cdot \Delta^{0,4}(1-\mu^2)^{0,2}}{E^{0,2}}, \qquad (2)$$

где $\alpha_{эф}$ – эффективный коэффициент гистерезисных потерь; p_c – контурное давление; μ – коэффициент Пуассона; E – модуль упругости более мягкого из контактирующих тел; Δ – комплексный показатель шероховатости более твердой поверхности трения:

$$\Delta = \frac{R_{z\max}}{R \cdot b \cdot \upsilon}, \qquad (3)$$

где $R_{z\ max}$ – наибольшая высота микронеровностей поверхностей трения; R – радиус скругления вершины этой неровности; b и υ – параметры опорной кривой.

Из выражения (2) видно, что вычислить величину $f_д$ в заданных условиях нагружения не представляет каких-либо технических трудностей: с увеличением нагрузки и шероховатости величина $f_д$ уменьшается. Иное дело – определение молекулярной составляющей $f_м$ коэффициента трения, связанной с адгезионным взаимодействием поверхностей трения.

Силы адгезионного контактного взаимодействия между поверхностями твёрдых тел при трении могут иметь физическую (Ван-дер-Ваальсовы силы) и химическую (хемосорбция) природу. Металлам также присущ особый вид так называемой металлической связи, обусловливаемой обобществлением валентных электронов. Взаимодействие этих электронов с ионизированными атомами в узлах кристаллической решётки обеспечивает прочную связь между атомами металла. Высокое фактическое давление способствует сближению участков поверхностей трения на расстояния, соизмеримые с параметрами решётки, а температура, возникающая от трения, деформации и действия внешней среды, значительно повышает энергию атомов и создаёт дополнительную активность. Таким образом, создаётся благоприятная возможность обмена электронами между элементами трущейся пары, результаты которого можно попытаться объяснить, исходя из представления о модели твёрдого тела, сущность которой состоит в следующем. При образовании кристалла из изолированных атомов валентные электроны последних частично уходят в коллективизированное состояние. Локализованная часть валентных электронов образует конфигурации различной энергетической устойчивости, статистический набор которых и энергетическая устойчивость определяют степень трудности возбуждения вещества при физических и химических процессах. Если контактируют вещества, имеющие высокий статистический вес атомов со стабильными электронными конфигурациями, то требуются большие энергетические затраты для термического возбуждения, а образующееся при этом адгезионное соединение имеет относительно высокую прочность и требует соответственно больших затрат механической энергии для разрушения этого соединения. Влияние на адгезию дополнительной механической и тепловой активации сводится по существу к обеспечению электронного обмена благодаря тому, что в местах концентрации дефектов на поверхности деформированных металлов имеются дополнительные ненасыщенные связи.

Следовательно, можно считать установленным, что имеется глубокая физическая связь между характером адгезионного взаимодействия и особенностями электронного строения контактирующих пар металлов, а также параметрами термической и механической активации. Следует при этом иметь в виду, что поверхности твёрдых тел могут быть покрыты различными хемосорбционными слоями, экранирующими ювенильные участки контакта. Эти слои, вступая в адгезионное взаимодействие, защищают от схватывания лежащие под ними тела. Прочность образовавшейся адгезионной связи зависит в этом случае от свойств контактирующих слоёв. Поэтому на адгезионное взаимодействие контактирующих тел должны оказывать влияние плотность контакта, технологическая среда,

температура, как фактор термической активации и как фактор, изменяющий скорость химического взаимодействия тела со средой, и пр.

Следует различать сопротивление, создаваемое адгезионными связями в нормальном и тангенциальном направлениях. При нормальном отрыве одной поверхности от другой происходит разрыв адгезионных связей, при сдвиге идёт их рекомбинация – одновременно с разрушением происходит формирование новых связей. По существу, в тонком слое, соединяющем два тела при трении твёрдых тел, совершается процесс течения, который ограничен пределами, с одной стороны, обычного течения вязкой жидкости в плоском капилляре для достаточно подвижного слоя, а с другой – «смачиванием» в твёрдом состоянии, когда этот слой утрачивает текучесть, и механический срез в одних точках сопровождается формированием связей в других, т.е. переходный слой, разделяющий два соприкасающихся твёрдых тела, образуя в комплексе так называемое «третье тело», может находиться в различном состоянии – от жидкого до твёрдого.

Согласно гидродинамической аналогии [7] величина τ_n прочности адгезионных связей на срез твердых металлических тел прямо пропорциональна контактному давлению p_r:

$$\tau_n = \tau_o + \beta \cdot p_r \qquad (4)$$

с параметрами τ_o и β, зависящими от температуры, энергии активации вязкого течения, упруго-пластических свойств и других факторов:

$$\tau_o = C_1 \cdot (1 + E_в / RT), \qquad (5)$$

$$\beta = C_1 \cdot \Delta A / RT\ , \qquad (6)$$

где C_1 – константа; $E_в$ – энергия активации вязкого течения; R – постоянная Больцмана; ΔA – деформация, при которой происходит разрыв адгезионных связей «третьего тела»; T – температура в Кельвинах.

Линейный характер зависимости (4) подтверждают также кинематическая теория прочности твёрдых тел Журкова С.Н. [8], термофлуктуационная теория металлов Френкеля И.И., а также многочисленные экспериментальные исследования [9-10].

Наши экспериментальные исследования (рис. 2) подтвердили выше проведённые зависимости. Значения параметров τ_o и β получены путем экстраполяции прямой $\tau_n = f(p_r)$ до $p_r = 0$, а параметра β как тангенс угла наклона прямой $\tau_n = f(p_r)$ относительно оси абсцисс.

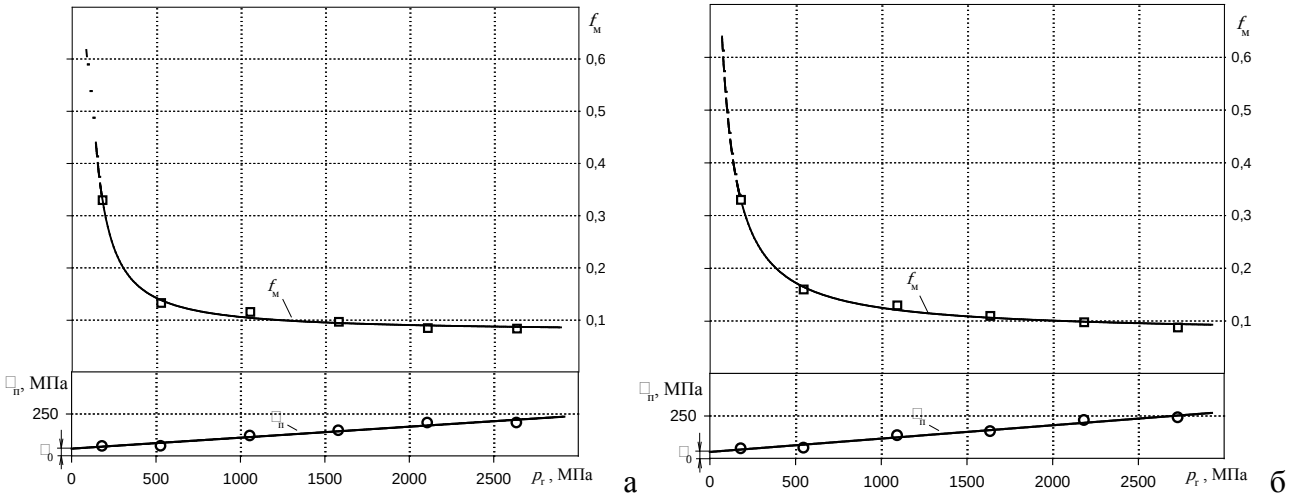


Рис. 2. Влияние давления на прочность τ_n на срез адгезионных связей и молекулярную составляющую $f_м$ коэффициента трения: (а) нетермообработанное покрытие NiP; (б) термообработанное покрытие NiP.

При этом установлено, что для контакта с нетермообработанным NiP покрытием β = 0,065; τ_o = 50 МПа; с термообработанным – β = 0,075; τ_o = 50 МПа. Как следует из формулы (5), величина τ_o прочности на срез адгезионных связей при отсутствии сжимающих

напряжений зависит прежде всего от энергии $E_в$ активации вязкого течения материала. Известно [9], что никель имеет высокую величину $E_в$, что на наш взгляд, и формирует достаточно большую величину τ_o в нашем случае. Кроме того, значительную долю на контактной поверхности контртела занимает Ni, перешедший как продукт износа от исследуемых образцов покрытий, т.е. в основном происходит трение никеля по никелю.

Выше было показано, что формирование адгезионных связей при фрикционном контактном взаимодействии металлических тел связано главным образом с обобществлением валентных электронов [11]. Поэтому при контактировании веществ с одинаковыми или близкими электронными конфигурациями образуются адгезионные соединения с относительно высокой прочностью и требуют соответственно больших затрат энергии для разрушения этого соединения.

Таким образом, на основании уравнения (4) молекулярная составляющая коэффициента трения равна:

$$f_м = \frac{\tau_n}{p_r} = \frac{\tau_o}{p_r} + \beta, \qquad (7)$$

т.е. если $\tau_o \neq 0$, то по мере уменьшения давления p_r, коэффициент $f_м$ увеличивается, что и наблюдаем на рис. 2.

При проведении настоящих исследований нагрузка была постоянной 2 Н, что в начальный момент формировало давление около 200 МПа и соответствующий ему коэффициент $f_м \approx 0{,}2\text{-}0{,}3$ (рис. 2). По мере износа контртела радиус его контакта с образцами увеличивался с 5 мм до 100 мм и более. В соответствии с этим уменьшалось и давление до $p_r = 50$ МПа и увеличивался коэффициент $f_м$, доходя до значений $f_м = 0{,}65\text{-}0{,}78$.

При этом деформационная составляющая $f_д$ коэффициента трения в соответствии с выражением (2) уменьшалась. Но, очевидно, что превалирующим для коэффициента трения f оказалось поведение адгезионной составляющей коэффициента трения.

Из табл. 1 видно, что добавки карбидов кремния в композиционные NiP покрытия практически не изменяют величины коэффициента трения скольжения, в то же время отжиг этих покрытий существенно увеличивает коэффициент трения. Полученные результаты можно объяснить следующим образом. Добавки SiC в NiP покрытия, с одной стороны, уменьшают молекулярную $f_м$ составляющую коэффициента трения (из-за отсутствия сродства между карбидом кремния и корундом), а с другой стороны, увеличивают деформационную составляющую $f_д$ коэффициента трения (из-за повышения шероховатости поверхности трения). Очевидно, эти два фактора влияют паритетно, оставляя практически неизменной величину коэффициента трения.

На наш взгляд, другой механизм срабатывает при сравнении трения термообработанных и нетермообработанных поверхностей с контртелом. Из рис. 3 видно, что при трении нетермообработанных покрытий с добавками твердые включения под действием нагрузки F_n внедряются в мягкую матрицу покрытия и мало влияют на деформационную составляющую $F_д$ силы трения.

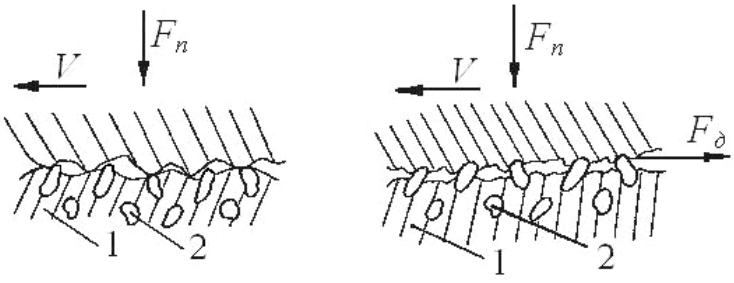


Рис. 3. Сравнение трения нетермообработанных (а) и термообработанных (б) покрытий: 1 – матрица; 2 – твердые включения.

При трении термообработанных покрытий с карбидами кремния поверхностные твердые добавки не могут внедриться в твердую матрицу покрытия, что увеличивает поверхностную шероховатость, деформационную составляющую $F_д$ силы трения и коэффициент трения. Определенный вклад при этом вносит и увеличенное значение молекулярной составляющей $f_м$ коэффициента трения (у термообработанного покрытия β = 0,075 против β = 0,065 – у нетермообработанного).

Таким образом, высокие значения коэффициента трения электролитических NiP-SiC покрытий связаны, главным образом, с большой величиной молекулярной составляющей коэффициента трения, формируемой высокой энергией вязкого течения никеля.

Список литературы

1. Лужнов Ю.М. Триботехнические подходы к выбору технологий по улучшению работы машин и оборудования // Тяжелое машиностроение. 2001. № 4. С. 7-11.
2. Беленький М.А, Иванов А.Ф. Электроосаждение металлических покрытий. М.: Металлургия, 1985. 288 с.
3. Справочник по конструкционным материалам // Под ред. Б.Н. Арзамасова; Т. В. Соловьевой. М.: Изд-во МГТУ, 2005. 636 с.
4. Мышкин, Н.К., Петроковец, М.И. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии. М.: Физматлит, 2007, 368 с.
5. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение. 1982. 502 с.
6. Крагельский И.В., Любарский И.М., Гусляков А.А., Трояновская Г.И., Удовенко В.Ф. Трение и износ в вакууме. М.: Машиностроение, 1973. 216с.
7. Регель В.В., Слуцкая А.И. Кинематическая природа прочности // Физика сегодня и завтра. Л. Наука, 1973. С. 90-175.
8. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. Уфа: Гилем, 1999. 198 с.
9. Химушин Ф.Ф. Нержавеющие стали. М.: Металлургия, 1967. 798 с.
10. Матвеевский Р.М., Буяновский И.А., Лашхи В.Л. Оценка энергии активации процесса химического модифицирования поверхностей трения в условиях граничной смазки // Химия и технология топлив и масел. 1976. № 2. С. 50.
11. Самсонов Г.В., Прядко И.Ф., Прядко Л.Ф. Электронная локализация в твёрдом теле. М.: Наука, 1976. 339 с.

ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВОЗБУЖДЕНИЯ АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ РЕЗАНИИ

THERMO-MECHANICAL MODEL OF AUTO-OSCILLATIONS AT THE PROCESSING OF METAL

Асташев В.К., д.т.н., Корендясев Г.К.
(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ)

Предложена гипотеза о термомеханической природе автоколебаний при обработке металлов резанием, позволяющая обобщить основные известные модели этого явления. На основе предложенной гипотезы разработаны аналитическая и численная модели возбуждения автоколебаний. Адекватность полученных результатов подтверждается результатами натурных экспериментов.

Ключевые слова: *автоколебания, термомеханическая модель, падающая характеристика силы резания, конечноэлементная модель.*

A thermo-mechanical model of the tool chatter at the processing of metal was developed. Proposed model allows to summarize the main well-known models of this phenomenon. Analytical and numerical models of the excitation of chatter were developed. The adequacy of the results confirmed the results of laboratory experiments.

Keywords: *chatter, thermomechanical model, machining force dropping characteristic, finite element model.*

Автоколебания, возникающие при обработке металлов резанием, являются основным ограничителем производительности и точности обработки на металлорежущих станках. Поиском физических причин возникновения автоколебаний при резании занималось множество отечественных и зарубежных исследователей. Было разработано большое число различных моделей этого процесса. Предложенные модели можно условно разделить на две большие группы. В основе моделей первой группы лежит статическая или динамическая двузначность силы резания, причем выявление причин данной двузначности производится с помощью систем с одной степенью свободы. Наиболее распространенные модели, относящиеся к этой группе: модель, основанная на падающей по скорости зависимости силы резания [1]; модель, основанная на неоднозначности силы резания при врезании и отталкивании инструмента [2]; модель, основанная на отставании изменения силы резания от изменения толщины среза [3]. Все известные нам теории, принадлежащие к этой группе, основаны на закономерностях, наблюдаемых экспериментально, однако они не раскрывают истинных физических причин этих явлений и не позволяют прогнозировать уровень вибрации при резании. Ко второй группе относятся теории, основанные на представлении технологической системы в виде системы с двумя или более степенями свободы, где автоколебания объясняются наличием координатной связи между ними [4,5]. Данное явление изучено достаточно хорошо. Сформированы математические модели, разработаны методы борьбы с этим типом автоколебаний. Однако принцип координатной связи не может объяснить возбуждения автоколебаний в крутильных системах и системах с одной степенью свободы. На металлорежущих станках крутильные системы весьма распространены, а системы с одной степенью свободы часто встречаются при работе инструментом с симметрично расположенными кромками, т.е. при сверлении, зенкеровании, протягивании и.т.д. Эти рассуждения наводят на мысль о том, что физический принцип возбуждения автоколебаний в технологических системах, описываемых моделями с одной степенью свободы, все же существует.

Внимательное рассмотрение существующих моделей автоколебаний при резании с одной степенью свободы [1,2,3] наводит на мысль о том, что явления, лежащие в их основе, являются следствием единого глубинного физического принципа. Раскрытие данного принципа позволит глубже понять природу автоколебаний при резании и предложить способы борьбы с этим явлением.

Рассмотрение связей между механическими и термодинамическими процессами, происходящими при обработке металлов резанием, позволило выдвинуть гипотезу о термомеханической природе автоколебаний при резании

Возникающие в процессе резания силы резания создаются главным образом за счет пластической деформации срезаемого слоя материала заготовки и преодоления сил трения на рабочих поверхностях режущего инструмента. Механическая энергия, затраченная на пластическое деформирование материала заготовки и трение между поверхностями инструмента, стружки и изделия преобразуется в тепловую энергию, которая приводит к существенному нагреву зоны резания [6]. При повышении температуры, в материале заготовки происходят структурные превращения, и, как следствие, изменяются механические свойства обрабатываемого материала, такие как модуль упругости, предел текучести и предел прочности, что в свою очередь приводит к изменению силы резания. Таким образом, механические и тепловые процессы, происходящие при резании, оказываются неразрывно связанными между собой и зависящими один от другого.

Для большинства металлов, обрабатываемых резанием, характерна падающая зависимость механических характеристик от температуры. Сила резания непосредственно зависит от предела прочности $\sigma_в$ обрабатываемого материала и в первом приближении оказывается пропорциональной ему. Следовательно, зависимость «сила резания – температура» также имеет отрицательный угол наклона, что определяет потенциальную неустойчивость системы, и, как следствие, возможность возникновения в ней незатухающих автоколебаний.

Рассмотрим динамическую модель, представленную на рис.1, в которой сила резания $F = F(\Theta)$ является известной монотонно убывающей функцией от температуры Θ в зоне резания.

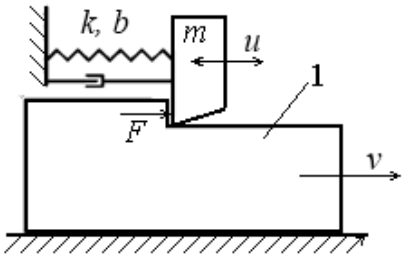


Рис.1. Модель автоколебательной системы.

Уравнение колебаний резца имеет вид

$$m\ddot{u} + b\dot{u} + cu = F(\Theta). \qquad (1)$$

Для расчета температуры в зоне резания запишем уравнение энергетического баланса, связывающее изменение температуры в зоне резания с механической энергией, превращаемой в тепловую, и теплом, отдаваемым в окружающую среду

$$CM\dot{\Theta} + H(\Theta - \Theta_0) = F(\Theta)(v - \dot{u}) \qquad (2)$$

где Θ_0 – температура окружающей среды; M – нагреваемая масса; C – удельная теплоемкость; H – коэффициент теплоотдачи.

Система уравнений (1), (2) имеет частное решение, соответствующее установившемуся равновесному состоянию $\dot{u} = 0, \dot{\Theta} = 0$. Из уравнения (1) находим положение резца в равновесном состоянии

$$u_m = F_m / c, \tag{3}$$

где $F_m = F(\Theta_m)$, а установившаяся температура Θ_m находится решением получаемого из (2) уравнения

$$F(\Theta) = (\Theta - \Theta_0)H / v. \tag{4}$$

Пример графического решения уравнения (4) показан на рис. 2.

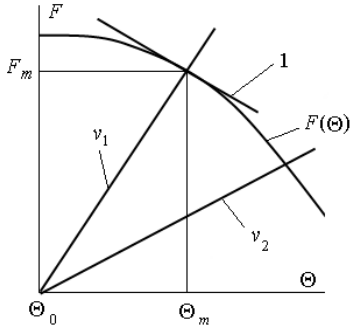


Рис.2. Графическое решение уравнения 4.

Установившиеся значения температуры Θ_m и силы F_m резания определяются координатами точки пересечения кривой $F = F(\Theta)$ и прямой, определяемой правой частью уравнения (4) при заданном значении скорости резания *v*. Легко заметить, что при возрастании скорости резания (например $v_2 > v_1$) температура в зоне резания растет, а сила резания уменьшается. Таким образом, если построить зависимость силы резания от скорости, мы получим падающую характеристику силы резания, параметры которой в установившемся режиме зависят только от коэффициента *H* теплоотдачи.

Перейдем к оценке устойчивости найденного равновесного состояния. С этой целью введем новые координаты $x = u - u_m$ и $\vartheta = \Theta - \Theta_m$, описывающих малые отклонения координаты и температуры от полученных выше стационарных значений и проведем линеаризацию зависимости силы резания от температуры в окрестности этих значений.

$$F(\Theta) = F(\Theta_m) + \chi(\Theta - \Theta_m) = F_m + \chi\vartheta, \tag{5}$$

где $\chi = \left.\dfrac{dF(\Theta)}{d\Theta}\right|_{\Theta=\Theta_m}$

Линеаризованная характеристика показана на рис.2 прямой линией 1, касательной к кривой $F = F(\Theta)$ в точке с координатами Θ_m, F_m.

В результате из уравнений (1), (2) с учетом равенств (3), (4), ограничиваясь величинами первого порядка малости, получим уравнения, описывающие малые колебания относительно положения равновесия

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx = \chi\vartheta, \tag{6}$$

$$CM\dot{\vartheta} + (H - v\vartheta) = -cu_m\dot{x}.$$

Из уравнения (6) находим

$$\Theta = -\frac{1}{\chi}(m\ddot{x} + b\dot{x} + cx); \dot{\Theta} = -\frac{1}{\chi}(m\dddot{x} + b\ddot{x} + \dot{c}). \tag{7}$$

После подстановки (3) в (2) получим после преобразований следующее уравнение относительно *x*:

$$\dddot{x} + (2n + h - Gv)\ddot{x} + [\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m]\dot{x} + (h - Gv)\omega_0^2 x = 0, \tag{8}$$

где $2n = \frac{b}{m};\ \omega_0^2 = \frac{c}{m};\ h = \frac{H}{CM};\ G = \frac{\chi}{CM}$.

Запишем характеристическое уравнение:

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0, \tag{9}$$

где $a_0 = 1;\ a_1 = 2n + h - Gv;\ a_2 = \omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m;\ a_3 = (h - Gv)\omega_0^2$.

Согласно критериям Рауса – Гурвица для устойчивости системы, описываемой уравнением третьего порядка, кроме положительности коэффициентов характеристического уравнения (9) требуется выполнение условия $a_1 a_2 > a_0 a_3$, которое с учетом принятых обозначений принимает вид

$$(2n + h - Gv)[\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m] > (h - Gv)\omega_0^2. \tag{10}$$

Прежде всего, нас интересует случай падающей характеристики силы резания, при котором производная $\chi < 0$, и согласно принятым в (8) обозначениям $G < 0$. В этом случае в уравнении (9) коэффициенты $a_1 > 0,\ a_3 > 0,$ и для обеспечения устойчивости помимо условия (10) необходимо потребовать выполнения неравенства $a_2 > 0$. Легко показать, что это неравенство слабее условия (10). Действительно, если положить $a_2 = 0$, то левая часть неравенства (1) обращается в нуль и, следовательно, неравенство нарушается, т.е. имеет место потеря устойчивости и возбуждение автоколебаний. Таким образом, для оценки устойчивости и построения границы потери устойчивости достаточно использование неравенства (10). При отсутствии диссипации в колебательной системе, т.е. при n=0 неравенство (10) нарушается и автоколебания возбуждаются при любом значении $G < 0$ (или $\chi < 0$).

Рассмотренная модель построена при определенных предположениях. Так предполагается, что нагрев при резании происходит равномерно в некотором объеме, обладающем массой М, а передача тепла в среду происходит через границу резкого перепада температур. Из исследований температурных процессов, сопровождающих резание металлов, известно, что зона наивысших температур действительно располагается в достаточно узкой окрестности контакта резца и заготовки, а изменение температур при отводе тепла в среду происходит с достаточно высоким градиентом. Аналитическое решение уточненной модели этого процесса едва ли возможно. Поэтому дальнейшее изучение термомеханических автоколебаний производилось с помощью численных методов.

1. Двумерная конечноэлементная модель показана на рис.3. При ее построении использована идеальная упругопластическая модель материала, модуль упругости и предел текучести которого зависят от температуры. Инструмент моделируется колебательной системой с одной степенью свободы. Трение между инструментом, заготовкой и стружкой считается кулоновским. В качестве критерия стружкообразования выбрано критическое значение деформации сдвига, при достижении которого элемент удаляется с сетки.

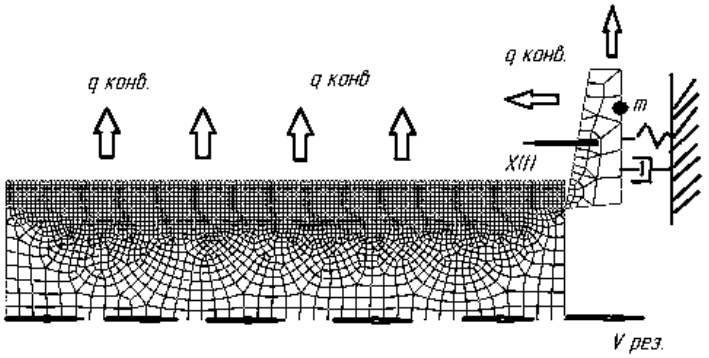


Рис.3. Граничные условия КЭ модели.

В результате расчетов подтверждена возможность возбуждения автоколебаний. Получены как переходные, так и установившиеся режимы автоколебаний. На рис.4а показано изменение температуры в процессе установления автоколебаний при врезании инструмента в материал.

Видно, что в начале резания процесс сопровождается быстрым разогревом материала, и при температуре $\Theta \approx 200$ градусов происходит самовозбуждение автоколебаний. Дальнейший переход к установившемуся режиму автоколебаний с амплитудой колебаний температуры около 40 градусов в окрестности средней температуры около 400 градусов происходит вследствие нелинейности зависимости механических характеристик материала от температуры.

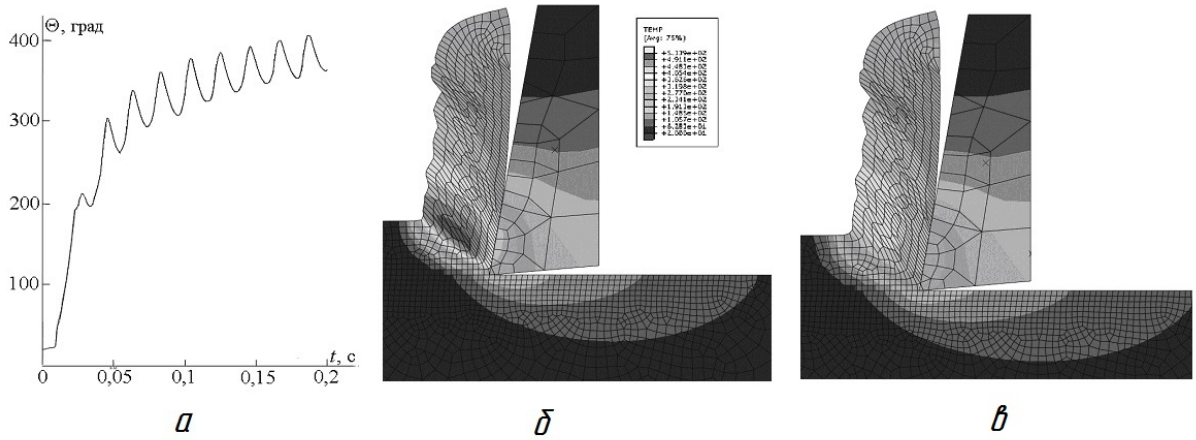


Рис.4. Распределение температур в зоне резания в противоположных фазах колебания.

На рис.4б,в приведены картины распределения температур в зоне резания в двух фазах колебаний резца в установившемся режиме: а) в момент достижения температурой максимального значения; б) в момент достижения температурой минимального значения. На рис. 4,б отчетливо видна локальная область высокой температуры в первичной зоне сдвига при формировании стружки. Именно предположение о подобной локализации и наличии границы резкого перепада температур с окружающей средой являлось одним из основных допущений, принятых при построении математической модели (1,2).

Исследование данной модели позволяет провести анализ влияния свойств обрабатываемого материала, параметров технологической системы и режимов резания на характер и уровень вибрации при обработке металлов резанием. Найдены границы устойчивости, проведено исследование влияния автоколебаний на форму стружки, изучено влияние термомеханических свойств обрабатываемого материала на характер и интенсивность вибрации.

В результате моделирования определены законы изменения во времени основных параметров автоколебательного процесса. Пример решения показан на рис.5.

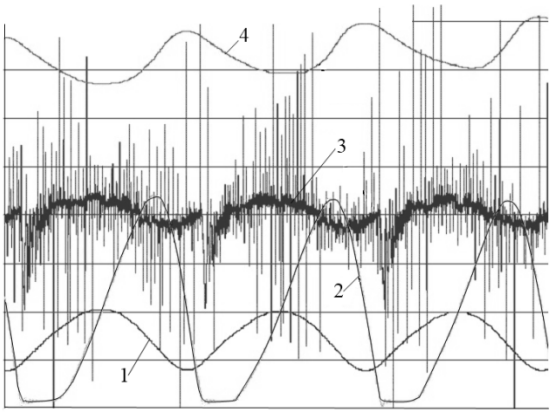


Рис.5. Графики изменения основных параметров установившегося автоколебательного процесса от времени.

Здесь: 1 – колебания резца; 2 –скорость резца относительно заготовки, движущейся с постоянной скоростью; 3 – сила резания; 4 – температура в зоне контакта инструмента и стружки.

Колебания резца происходят с частотой собственных колебаний упругой системы по закону, близкому к гармоническому (кривая 1). Однако относительная скорость резца имеет участок, где эта скорость равна нулю, т.е резец неподвижен относительно заготовки и его скорость в абсолютном движении равна скорости изделия. Во время совместного движения энергия от привода заготовки запасается упругой системой резца, а затем, когда сила пружины оказывается достаточной для преодоления сопротивления резания, начинается встречное движение резца. Из сопоставления графика относительной скорости с графиком изменения температуры (кривая 4) видно, что при попутном движении и относительном останове температура в зоне резания уменьшается, при встречном движении возрастает. Именно такое изменение температур и создает условия возникновения и поддержания автоколебаний.

Особое внимание следует уделить графику зависимости силы резания от времени (кривая 3). Сила резания в среднем отслеживает изменение температуры, однако ее график содержит дополнительные высокочастотные составляющие. По-видимому, они являются следствием дискретности контактной линии соединяющей стружку и заготовку. Верность этого предположения подтверждается тем, что частота данных высокочастотных колебаний приблизительно равна частоте разрушения конечных элементов на контактной линии. Некоторый вклад в общую картину колебаний силы резания вносят и упругие колебания стружки.

Здесь интересно обратить внимание на наблюдаемый на графике характерный провал силы резания на границе перехода к участку относительного останова инструмента. Этот провал объясняется прохождением участков упругой разгрузки и нагружения в зоне резания при переходе от пластического деформирования к упругому напряженному состоянию и обратно.

Исследование конечноэлементной модели автоколебаний резца позволило проверить справедливость предположения о термомеханической природе автоколебаний при резании и адекватность математической модели этого процесса. Характер полученных результатов согласуется с результатами натурных экспериментов [7] Сформированные модели могут служить для нахождения режимов резания, обеспечивающих минимальный уровень вибрации, а также при проектировании металлорежущего инструмента и оснастки. Понимание физического механизма возбуждения автоколебаний как взаимосвязанного термомеханического процесса позволяет прояснить физический смысл явлений, лежащих в основе наиболее распространенных моделей автоколебаний при резании [1-3].

Список литературы

1. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов. М.-Л.: АН СССР. 1944. 282 с.
2. Соколовский А.П. Вибрации при работе на металлорежущих станках // Исследование колебаний металлорежущих станков при резании металлов. М.: Машгиз. 1958.
3. Эльясберг М.Е. Основы теории автоколебаний при резании металлов // Станки и инструмент. 1962. № 10, №11.
4. Кудинов В.А. Динамика станков. М.: Машиностроение. 1967. 360 с.
5. Тлустый И. Автоколебания в металлорежущих станках. М.: Машгиз. 1956.
6. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. М.: Высшая школа. 1985. 304 с.
7. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. Л.: Машиностроение, 1987. 184 с.

УДК 621.891:546.26

СОСТАВ, СТРУКТУРА И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА АЛМАЗОПОДОБНЫХ ПОКРЫТИЙ, ЛЕГИРОВАННЫХ ХРОМОМ

COMPOSITION, STRUCTURE AND TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF CHROMIUM DOPED DIAMOND-LIKE COATINGS

Атаманов М.В.[а], Дубравина А.А.[б], Левин И.С.[б,в], Марченко Е.А.[б], канд. техн. наук, Хрущов М.М.[б], канд. физ.-мат. наук

([а]ЗАО «ИНАКОТЕК», [б]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, [в]Физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова, Москва, РФ)

Приводятся некоторые результаты комплексных исследований структуры и трибологических свойств покрытий гидрогенизированного аморфного углерода, легированных хромом и полученных реактивным магнетронным напылением

Ключевые слова: *алмазоподобные углеродные покрытия, реактивное магнетронное напыление, легирование, гидрогенизированный аморфный углерод, трибологические свойства, коэффициент трения, рентгеноструктурный анализ, атомная структура, нанокомпозитная структура, спектроскопия комбинационного рассеяния, наноиндентирование.*

Some results of structural and tribological properties investigations of reactive magnetron sputtered coatings of hydrogenised amorphous carbon doped with chromium are presented.

Key words: *diamond-like carbon coatings, reactive magnetron sputtering, hydrogenised amorphous carbon, tribological properties, friction coefficient, X-ray analysis, atomic structure, nanocomposite structure, raman spectroscopy, nanoindentation.*

Покрытия на основе аморфного углерода (*a*-C и *a*-C:H), обладают уникальным сочетанием трибологических свойств – высокой износостойкостью и низким коэффициентом трения при работе в средах различных типов, – и представляют значительный интерес в качестве перспективного триботехнического материала. Интенсивные работы по этим покрытиям проводятся в течение последних 15…20 лет. Основная задача состоит в том, чтобы получить материал со свойствами, максимально близкими алмазу. В последнем, четырехвалентные sp^3-связи углерода характеризуются трехмерной сеткой сильных ковалентных взаимодействий, что ведет к высокому уровню механических свойств и их изотропному поведению. Это выгодно отличает такие структуры, например, от графита, для которого характерно состояние с sp^2-гибридизацией атомов, сопровождаемое значительной анизотропией механических свойств. Таким образом, требуется создать покрытия аморфного углерода с метастабильной структурой, в которой количество sp^3-связей увеличено по сравнению со структурой графита.

Возможности современных технологий вакуумного ионно-плазменного и газотранспортного осаждения позволяют получать широкий спектр составов подобных покрытий [1]. Ионно-плазменные технологии, основанные на использовании различных углеродосодержащих активных атмосфер и распыляемых мишеней, дают возможность получить алмазоподобные покрытия, легированные как неметаллическими элементами, так и металлами (Ti, W, Mo, Cr, Au и др.) и даже химическими соединениями (оксиды кремния и алюминия, карбиды переходных металлов). Подобные легирующие добавки могут существенно влиять на свойства алмазоподобных покрытий, однако, характер воздействия типа добавок, состава активной атмосферы и технологических параметров на

фазовый состав, микроструктуру, механические и триботехнические свойства покрытий до конца не выяснен.

Одним из перспективных способов улучшения трибологических свойств алмазоподобных покрытий является их легирование карбидообразующими металлами. В результате при легировании покрытий в них могут образовываться ультрадисперсные карбидные включения [2, 3]. Значительный интерес в этом плане представляют покрытия на основе хрома, образование в которых наноразмерных карбидов хрома происходит в тонких пленках, полученных реактивным магнетронным напылением в атмосфере метана [3]. В работе [4] было установлено, что при синтезе покрытий электронно-плазменным методом в смеси азота и ацетилена возможно образование нанокомпозитной структуры, состоящей из нанокристаллических (~3,5…4 нм) областей карбида хрома Cr_3C_2 и хрома, а также микронного размера включений свободного и/или гидрогенизированного углерода. Характер структуры последнего в работе [4] не исследовали, ограничившись предположением об углероде, находящемся в «графитоподобном» состоянии. Авторами [4] было отмечено также, что электронно-плазменные покрытия на основе хрома с долей углеродных включений ~30 об. % имеют достаточно высокую износостойкость.

Поскольку в упомянутых выше работах вопрос о влиянии состава смешанной активной атмосферы на фазовый состав покрытий и структурное состояние углерода детально не исследовался, в данной работе, чтобы внести ясность в этот вопрос, было проведено комплексное исследование структуры и свойств легированных хромом вакуумных ионно-плазменных покрытий, полученных по магнетронной технологии при различном составе газовых сред.

Методика эксперимента

Образцы покрытий для исследований получали методом магнетронного напыления на экспериментальной вакуумной установке «ЗАО ИНАКОТЕК». Схема установки показана на рис. 1.

В качестве распыляемого катода магнетрона использовался чистый хром (99,95%), в качестве газовых компонентов – аргон марки ВЧ (99,993%), азот марки ОСЧ (99,9%) и ацетилен технический (99,1%). Реактивные газовые среды представляли собой смеси ацетилена и азота в различных соотношениях. Рабочие газы подавались в вакуумную камеру посредством регуляторов- расходомеров типа РРГ-10. Для нанесения покрытий использовались коаксиальные планарные магнетроны, мощность разряда поддерживалась на уровне 1 кВт.

Подложи представляли собой образцы из стали марки ХН35ВТ в виде шайб, диаметром 30мм, толщиной 3,5мм. Напыление проводилось на торцевые поверхности образцов, отполированные до шероховатости Ra=0,06. Перед напылением образы подвергались промывке в ацетоне в УЗ-ванне.

Напыление покрытий осуществлялось в три этапа и состояло из: (1) ионной очистки и активации поверхности ионами аргона, проводимыми на позиции III рис. 1; (2) нанесения промежуточного слоя хрома, до 0,5 мкм на позиции II; (3); нанесение слоя металл-углерод, толщиной 3,0 мкм (на позиции I).

Покрытия исследовали на рентгеновском дифрактометре с детектором Пельтье и вертикальным гониометром на Cu Kα-излучении. Дальнейшая обработка измеренной интенсивности проводилась по методике, описанной в [5], с целью исключить вклад в интенсивность рассеяния, даваемую подложкой. Для этого для описания дифракционных пиков подложки из ХН35ВТ и полученных покрытий использовалась аппроксимация Лоренца. Затем по пяти самым сильным дифракционным пикам подложки, наблюдаемым в образцах с покрытиями, из отношения интегральных интенсивностей рефлексов образцов с покрытием и подложки была определена величина фактора μt – произведения линейного коэффициента поглощения рентгеновских лучей и толщины покрытия, которая затем использовалась для расчета интенсивности рассеяния от полубесконечного образца

из материала покрытия. Расчетное значение интенсивности использовалось в ходе дальнейшего анализа.

Фазовый анализ полученных таким образом рентгенограмм материала покрытий выполнялся с использованием специализированного программного обеспечения дифрактометра и базы данных PDF-2 Международного центра дифракционных данных (ICDD).

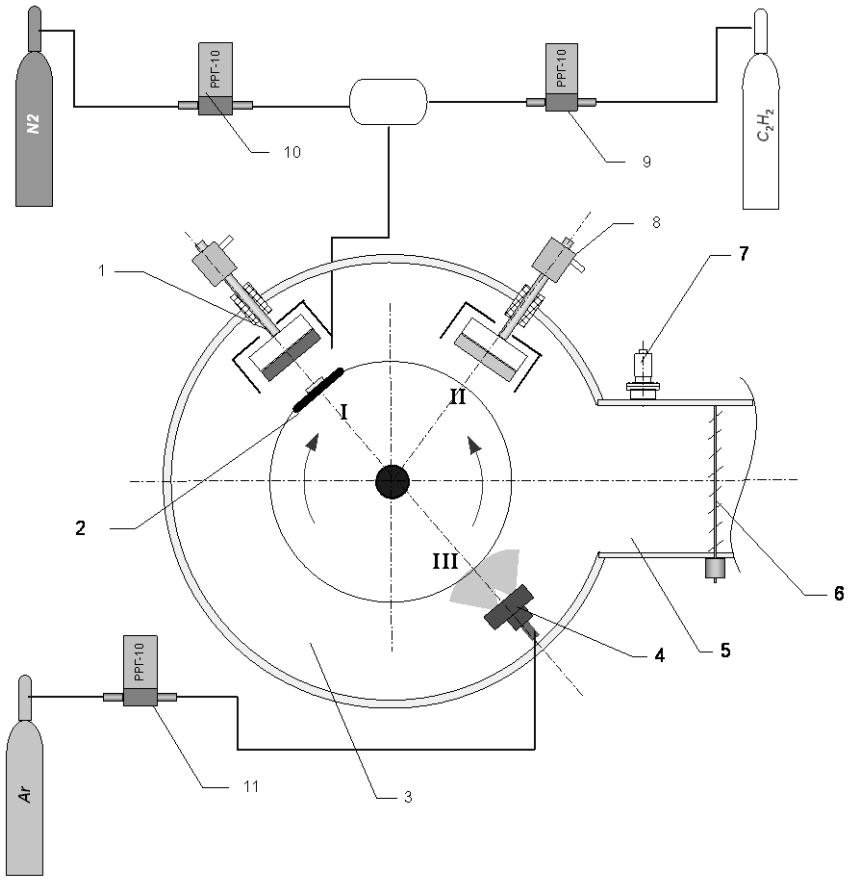


Рис. 1. Схема экспериментальной установки:
1 – магнетрон №1 (для нанесения покрытия); 2 – держатель образцов; 3 – вакуумная камера; 4 – ионный источник; 5 – вакуумная откачка; 6 – дроссельная заслонка с электроприводом; 7 – датчик давления; 8 – магнетрон №2 (для нанесения промежуточного слоя); 9, 10 – регуляторы-расходомеры для подачи компонентов активной атмосферы; 11 – регулятор-расходомер для подачи аргона; I – зона напыления покрытия; II – зона напыления промежуточного слоя; III – зона обработки ионным источником.

Исследования микроструктуры и химического состава покрытий проводили с помощью растрового электронного микроскопа с системой энергодисперсионного микроанализа INCA. При этих измерениях возможным наличием в образцах покрытий водорода пренебрегали. Для определения состояния углерода в покрытиях были проведены исследования методом лазерной спектроскопии комбинационного рассеяния (КР), выполненные в НТЦ КР РАН.

Для измерений механических свойств покрытий использовались методы микротвердости и наноиндентирования на приборах МНТХ и NHT фирмы CSM (Швейцария). Трибологические характеристики определялись в условиях сухого трения на одношариковом трибометре при нагрузках от 0,02 до 0,2 Н по схеме «сфера-плоскость» в паре с контртелом (шариком) из нитрида кремния диаметром 6 мм.

Полученные результаты и их обсуждение

На рис. 2 и 3 приведены дифрактограммы двух из исследованных покрытий.

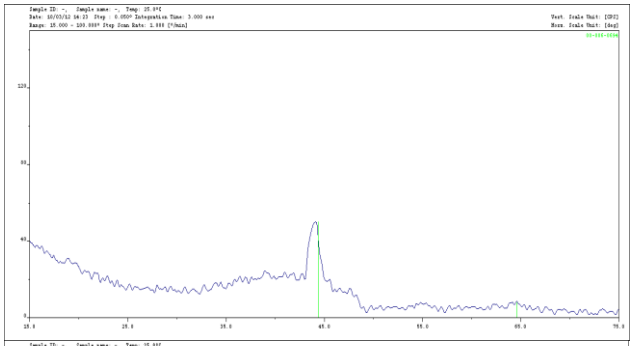


Рис. 2. Дифрактограмма образца с покрытием, полученным в атмосфере без азота, совмещенная со штрих-диаграммой хрома из базы данных PDF-2 (карточка 00-006-0694).

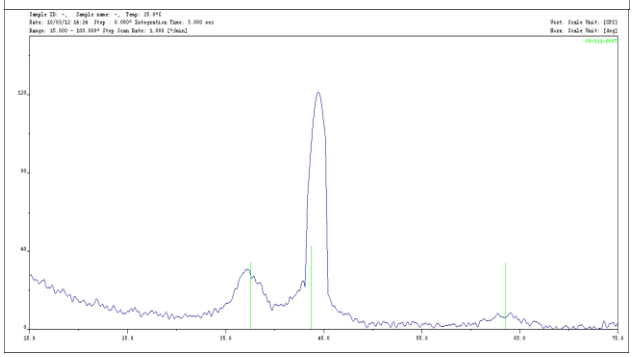


Рис. 3. Дифрактограмма образца с покрытием, полученным в атмосфере с 60%-ым содержанием азота, совмещенная со штрих-диаграммой CrN из базы данных PDF-2 (карточка 00-011-0065).

Характер дифрактограммы образца с покрытием, полученным в безазотной атмосфере (рис. 2), указывает на наличие в этих покрытиях рентгеноаморфной (диффузное гало в области углов $22° \leq 2\theta \leq 50°$) и кристаллической фазы, которой принадлежит наиболее интенсивный максимум дифрактограммы, совпадающий с линией 110 хрома ($2\theta = 44{,}39°$).

По мере увеличения доли азота в атмосфере происходит уменьшение количества аморфной компоненты (уменьшение интенсивности диффузного гало) и наблюдается увеличение степени кристалличности структуры покрытий (размеры ОКР постепенно увеличиваются и происходит некоторое сужение дифракционных линий). Процесс сопровождается ростом количества ОЦК фазы хрома (интенсивность линии 110 возрастает) и образованием и постепенным увеличением доли еще одной кристаллической фазы – мононитрида хрома CrN (рис. 3).

Качественно эти данные согласуются с данными по изменению химического состава покрытий при варьировании содержания азота в активной атмосфере (рис. 4).

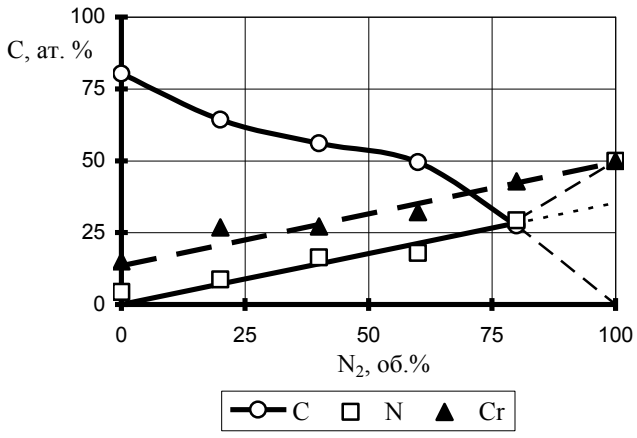


Рис. 4. Атомное содержание углерода, азота и хрома в исследованных покрытиях.

Видно, что содержание хрома и азота в покрытиях растет линейно с содержанием азота в активной атмосфере, тогда как содержание углерода при этом монотонно уменьшается. Обращает на себя внимание тот факт, что содержания азота и хрома можно приближенно описать двумя прямыми, имеющими одинаковый наклон. На основе сопоставления с данными рентгеноструктурного анализа это позволяет предположить, что определенная доля хрома, примерно равная содержанию в покрытии азота (до ~25-27 ат.% при синтезе в атмосфере, состоящей на 80% из N_2) будет связываться при образовании CrN. При этом доля оставшегося хрома, способного реагировать с углеродом и являющегося источником свободного хрома и карбидных фаз, будет практически во всем исследованном диапазоне объемных содержаний азота одинаковой, ~13-15 ат. %. Таким образом, содержание углерода во всех синтезированных покрытиях будет весьма значительным (от ~60 до 27…30 ат. %).

Аллотропное состояние этого гидрогенизированного, поскольку использовали C_2H_2, «свободного» углерода было изучено методом КР-спектроскопии. Типичный рамановский спектр приведен на рис. 5.

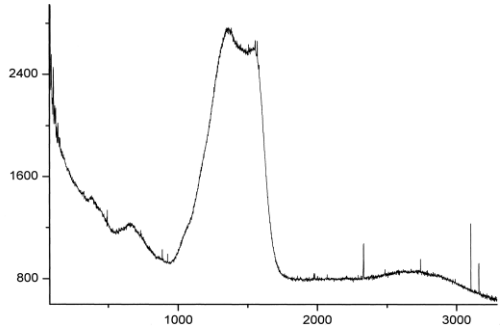


Рис.5. Характерный «алмазоподобный» спектр комбинационного рассеяния света покрытия *a*-C:H:Cr, нанесенного в активной атмосфере, содержащей 80 об. % C_2H_2 (по оси абсцисс – рамановский сдвиг в $см^{-1}$, по оси ординат – интенсивность, отн. ед.).

В согласии с данными [6], положение D- и G-полос рамановского спектра однозначно указывает, что углерод во всех наших покрытиях имеет неупорядоченную алмазоподобную структуру с sp^3-преобладающим типом связей. Это указывает на то, что исследуемые покрытия хрома, полученные магнетронным методом, потенциально могут обладать высокими механическими и трибологическими свойствами.

Высокие механические свойства покрытий (твердость до 30 ГПа) были подтверждены методом наноиндентирования (рис. 6). Полученные значения твердости лежат в диапазоне значений, типичном для других алмазоподобных пленок [7].

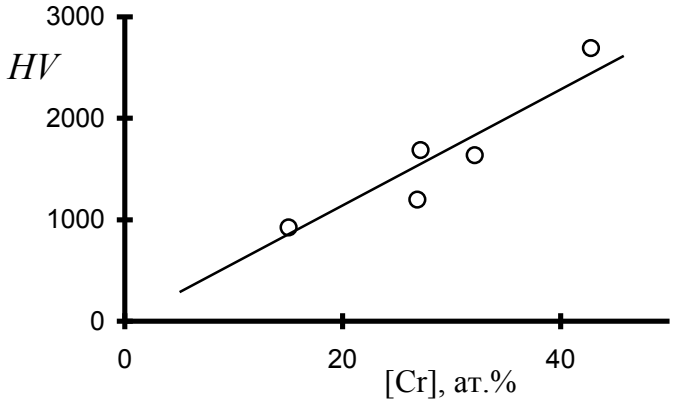


Рис. 6. Нанотвердость (по Виккерсу) исследованных хромовых покрытий

Предварительные результаты трибологических испытаний на шариковом трибометре показали, что полученные покрытия обладают высокими антифрикционными свойствами. На рис. 7 представлена зависимость коэффициента трения от нагрузки

покрытий, нанесенных в атмосфере чистого ацетилена, величина которого ~0,2…0,35, близка к значениям, полученным в работе [4] для нанокомпозитных электронно-плазменных покрытий, содержащих наноструктурированный карбид Cr_3C_2. В то же время, видим, что использование содержащей азот смешанной атмосферы (фактически, дополнительное легирование азотом, приводящее к образованию CrN), может позволить получить достаточно низкие значения $f \sim 0{,}2\ldots0{,}08$.

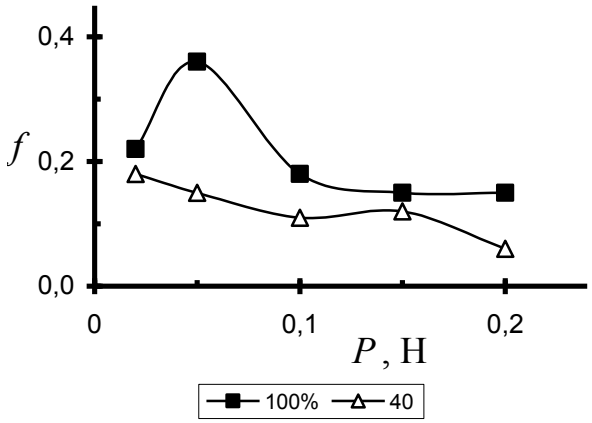


Рис. 7. Зависимость коэффициента сухого трения покрытий от нагрузки

Выводы

Проведено комплексное исследование структуры и свойств содержащих хром алмазоподобных покрытий, полученных реактивным магнетронным напылением.

Показано, что увеличение содержания азота в атмосфере приводит к увеличению степени кристалличности структуры покрытий и формированию дополнительно к наноструктурированной карбидной фазе включений нитрида хрома.

Установлено, что такая структура способствует повышению механических и трибологических свойств покрытий.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 11-08-00802). Авторы сердечно благодарят С.С. Букалова за исследование спектров комбинационного рассеяния.

Библиографический список

1. Семенов А.П. Трибологические свойства и вакуумные ионно-плазменные методы получения алмазных и алмазоподобных покрытий // Трение и износ. 2009. Т.30. № 1. С.83-102.
2. Cao D.M., Feng B., Meng W.J. a.o. Friction and wear characteristics of ceramic nanocomposite coatings: Titanium carbide /amorphous hydrocarbon // Appl. Phys. Lett. 2001. V.79. No 3. P.329-331.
3. Gassner G., Patscheider J., Mayrhofer P.H. a.o. Structure of sputtered nanocomposite CrC_x/a-C:H thin films // J. Vac. Sci. Technol. B. 2006. V.24. No 4. P. 1837-1843.
4. Хрущов М.М., Семенов А.П. Фазовый состав, микроструктура и трибологические свойства электронно-плазменных покрытий на основе хрома // Трение и износ. 2013. Т.34. № 1.
5. Хрущов М.М., Свешников С.В. К методике рентгеновского исследования диффузного фона тонких аморфных и наноструктурированных покрытий, конденсированных на подложки // Наноинженерия. 2012. № 8. С.37-41.
6. Ferrari A.C., Robertson J. Interpretation of Raman spectra of disordered and amorphous carbon // Phys. Rev. B. 2000. V.61. N0 20. P.14095-14107.
7. Grill A. Diamond-like carbon: State of the art // Diamond Related Mat. 1999. V.8. P.428-434.

УДК 629.43

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ УПОРНОГО ПОДШИПНИКА, РАБОТАЮЩЕГО НА ЭЛЕКТРОПРОВОДЯЩЕЙ ГАЗОВОЙ СМАЗКЕ С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ И ТЕМПЕРАТУРЫ

К.С. Ахвердиев, Е.О. Лагунова, К.А. Ванеев
(Ростовский государственный университет путей сообщения,
г. Ростов-на-Дону, Россия)

Введение

Как известно, подшипники с газовой смазкой в настоящее время широко используются в машинах вращательного движения. Повышение рабочих температур и скоростей в механизмах вращательного движения приводит к использованию газодинамических подшипников скольжения, работающих на электропроводящей газовой смазке. Применение электропроводящей газовой смазки и оценка влияния магнитного поля на основные рабочие характеристики подшипников скольжения является актуальной задачей. Этой задаче и посвящена данная работа. Полученные здесь результаты могут служить эталонными при решении других задач теории смазки.

Ниже приводится автомодельное решение газодинамического упорного подшипника, работающего на электропроводящей газовой смазки с учетом влияния магнитного поля и температуры на основные рабочие характеристики подшипника.

Постановка задачи.

Рассмотрим движение электропроводящей газовой смазки между двумя пластинами (между наклонным вкладышем и направляющей). Одна из пластин (направляющая), уравнение которой $y = 0$, считается бесконечной и движется с постоянной скоростью u^* в отрицательном направлении оси Ox (рис. 1). Другая пластина (наклонный вкладыш), уравнение которой $y=h_0 + x\ tg\ \alpha$ считается полубесконечной ($x \geq 0$) и образует с первой угол α и движется в направлении перпендикулярном бесконечной пластине.

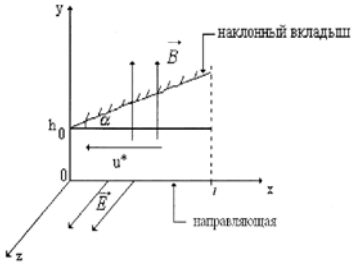


Рис. 1. Схематическое изображение течения смазки между наклонными плоскостями

Основные уравнения и граничные условия.

В качестве исходных уравнений берутся уравнения для «тонкого слоя» вязкого электропроводящего газа, уравнение неразрывности, уравнение состояния и уравнение изотермы.

$$\begin{cases} \rho\left(u\dfrac{\partial u}{\partial x}+\upsilon\dfrac{\partial u}{\partial y}\right)=-\dfrac{dP}{dx}+\sigma B(E-uB)+\dfrac{\partial}{\partial y}\left(\mu\dfrac{\partial u}{\partial y}\right); \\ c_p\rho(u\dfrac{\partial T}{\partial x}+\upsilon\dfrac{\partial T}{\partial y})=u\dfrac{dP}{dx}+\dfrac{c_p}{\Pr}\dfrac{\partial}{\partial y}\left(\mu\dfrac{\partial T}{\partial y}\right)+\mu\left(\dfrac{\partial u}{\partial y}\right)^2+\sigma(E-uB)^2; \\ \dfrac{\partial}{\partial x}(\rho\, u)+\dfrac{\partial}{\partial y}(\rho\upsilon)=0,\ P=\rho RT,\ \dfrac{\mu}{\mu_0}=\dfrac{T}{T_0}. \end{cases} \quad (1)$$

Здесь u, υ – компоненты вектора скорости; P – гидродинамическое давление; ρ – плотность газа; $\mathrm{Pr} = \dfrac{\mu c_p}{\lambda}$ – число Пранделя (λ – коэффициент теплопроводности); c_p – удельная теплоемкость газа при постоянном давлении; R – удельная газовая постоянная; T – абсолютная температура газа; μ, T_0 – соответственно характерные вязкость и температура; E – напряжение электрического поля; σ – электропроводимость газа; B – магнитная индукции.

Система уравнений (1) решается при следующих граничных условиях

$$\begin{cases} u = 0, \upsilon = 0 \text{ при } y = h(x); \\ u = -u^*, \upsilon = 0 \text{ при } y = 0; P = p_a \text{ при } x = 0; \\ \dfrac{\partial T}{\partial y} = 0 \text{ при } y = 0; T = f(x) \text{ при } y = h(x). \end{cases} \tag{2}$$

Напряженность электрического поля $E(x, y)$ и магнитную индукцию $B(x, y)$ считаем заданными функциями, удовлетворяющими уравнения Максвелла

$$\frac{\partial E}{\partial x} = 0, \frac{\partial B}{\partial y} = 0 . \tag{3}$$

Точное автомодельное решение задачи.

Введем функцию тока $\Psi(x, y)$ соотношениями

$$\rho\upsilon = -\frac{\partial \Psi}{\partial x}, \rho u = \frac{\partial \Psi}{\partial y}. \tag{4}$$

Тогда уравнение неразрывности будет выполнятся тождественно, а уравнение движения и уравнение притока тепла примут вид

$$\frac{\partial \Psi}{\partial y}\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{1}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right) - \frac{\partial \Psi}{\partial x}\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{1}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right) = -\frac{dP}{dx} + \sigma B\left(E - \frac{B}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left[\mu\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{1}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right)\right],$$

$$c_p\left(\frac{\partial \Psi}{\partial y}\frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\partial \Psi}{\partial x}\frac{\partial T}{\partial y}\right) = \frac{1}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{c_p}{\mathrm{Pr}}\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \mu\left[\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{1}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right)\right]^2 + \sigma\left(E - \frac{B}{\rho}\frac{\partial \Psi}{\partial y}\right)^2. \tag{5}$$

Ищем частное автомодельное решение системы уравнений (5) в виде

$$\Psi(x, y) = \Psi(\xi),\ T(\mathrm{x},\mathrm{y}) = \mathrm{T}(\xi);\ P = \frac{P_0}{h(x)},$$

$$E = \frac{E_0}{h(x)},\ B = \frac{B_0}{h(x)},\ \xi = \frac{\mathrm{y}}{h(x)}, \tag{6}$$

где P_0 , E_0 , B_0 – заданные постоянные.

Тогда $y=0$ соответствует ξ=0, $y=h(x)$ соответствует ξ=1.

Уравнения Максвелла (3) показывают, что решение вида (6)возможно только при $E_0 = 0$, а следовательно $E = 0$.

Подставляя (6) в (5) и учитывая, что E=0, получим

$$\frac{d}{d\xi}\left(T\frac{d}{d\xi}\left(T\frac{d\Psi}{d\xi}\right)\right) = \frac{P_0 T_0 tg\alpha}{\mu_0 R} - \frac{\sigma B_0^2 T_0}{\mu_0} T\frac{d\Psi}{d\xi} = 0,$$

$$\frac{d}{d\xi}\left(T\frac{dT}{d\xi}\right) - \frac{\mathrm{Pr}\, R T_0 tg\alpha}{c_p \mu_0} T\frac{d\Psi}{d\xi} + \frac{\mathrm{Pr}\, R^2}{c_p P_0^2} T\frac{d}{d\xi}\left[\frac{d}{d\xi}\left(T\frac{d\Psi}{d\xi}\right)\right]^2 + \frac{\sigma B_0^2 R^2\, \mathrm{Pr}\, T_0}{c_p \mu_0 P_0^2}\left(T\frac{d\Psi}{d\xi}\right)^2 = 0. \tag{7}$$

Из выражений (4) и (6) следует, что

$$u = \frac{R}{P_0} T \frac{d\Psi}{d\xi},\ \upsilon = \frac{Rtg\alpha}{P_0} \xi \mathrm{T} \frac{d\Psi}{d\xi}. \tag{8}$$

Поэтому вводим иную функцию

$$\Phi(\xi) = T(\xi) \frac{d\Psi}{d\xi}. \tag{9}$$

Тогда

$$u = \frac{R}{P_0} \Phi(\xi), \upsilon = \frac{Rtg\alpha}{P_0} \xi \Phi(\xi).. \tag{10}$$

а уравнения (7) примут вид

$$\frac{\partial}{\partial\xi}\left(T \frac{d\Phi}{d\xi} \right) + \frac{P_0 T_0 tg\alpha}{\mu_0 R} - \frac{\sigma B_0^2 T_0}{\mu_0} \Phi = 0,$$

$$\frac{\partial}{\partial\xi}\left(T \frac{dT}{d\xi} \right) - \frac{\mathrm{Pr}\, R T_0 tg\alpha}{c_p \mu_0} \Phi + \frac{\mathrm{Pr}\, R^2}{c_p P_0^2} T \left(\frac{d\Phi}{d\xi} \right)^2 + \frac{\sigma B_0^2 R^2\, \mathrm{Pr}\, T_0}{c_p \mu_0 P_0^2} \Phi^2 = 0\,. \tag{11}$$

Разрешая уравнения (11) относительно старших производных и учитывая (9) и (10) получим, что $\Phi(\xi)$ и $T(\xi)$ удовлетворяют уравнениям

$$\frac{d^2\Phi}{d\xi^2} = -\left(\frac{1}{T} \frac{dT}{d\xi} \frac{d\Phi}{d\xi} + \frac{P_0^2 T_0 tg\alpha}{\mu_0 R} \frac{1}{T} - \frac{\sigma B_0^2 T_0}{\mu_0} \frac{\Phi}{T} \right),$$

$$\frac{d^2T}{d\xi^2} = -\frac{1}{T}\left(\frac{dT}{d\xi} \right)^2 + \frac{\mathrm{Pr}\, T_0 Rtg\alpha}{c_p \mu_0} \frac{\Phi}{T} - \frac{\mathrm{Pr}\, R^2}{c_p P_0^2} \left(\frac{d\Phi}{d\xi} \right)^2 - \frac{\sigma B_0^2 R^2\, \mathrm{Pr}\, T_0}{c_p \mu_0 P_0^2} \frac{\Phi^2}{T}. \tag{12}$$

и граничным условиям

$$\Phi(0) = -\frac{P_0 u^*}{R},\ \Phi(1) = 0; \tag{13}$$

$$T'(0) = 0,\ T(1) = T_0.$$

Систему обыкновенных дифференциальных уравнений (12) решаем методом разложения в ряд Тейлора в окрестности нуля до трех членов.

$$\Phi(\xi) = \Phi(0) + \frac{\Phi'(0)}{1!} \cdot \xi + \frac{\Phi''(0)}{2!} \cdot \xi^2;$$

$$T(\xi) = T(0) + \frac{T'(0)}{1!} \cdot \xi + \frac{T''(0)}{2!} \cdot \xi^2. \tag{14}$$

Таким образом, получим

$$\Phi(\xi) = -\frac{P_0 u^*}{R} + \Phi'(0) \cdot \xi - \frac{1}{2T(0)} \left[\frac{P_0^2 T_0 tg\alpha}{\mu_0 R} + \frac{\sigma B_0^2 T_0 P_0 u^*}{\mu_0 R} \right] \cdot \xi^2;$$

$$T(\xi) = T(0) - \frac{1}{2T(0)} \left[\frac{\mathrm{Pr}\, T_0 tg\alpha P_0 u^*}{c_p \mu_0} + \frac{\mathrm{Pr}\, R^2}{c_p P_0^2} \cdot (\Phi'(0))^2 \cdot T(0) + \frac{\sigma B_0^2\, \mathrm{Pr}\, T_0 u^{*2}}{c_p \mu_0} \right] \xi^2. \tag{15}$$

Значения $\Phi'(0)$ и $T(0)$ найдем путем подбора таким образом, чтобы они удовлетворяли граничным условиям (13).

Система обыкновенных дифференциальных уравнений (12) решалась методом «пристрелки». Погрешность использованного в данной работе по сравнению с методом «пристрелки» составляет не более 5 %, поэтому ограничились тремя членами (14).

Для численного анализа использовались следующие значения параметров

$h_0 = 4$ мм, $P_0 = 1$ атм $\cdot\ h_0$, $T_0 = 300^o K$, $\mu_0 = 0.2 \cdot 10^{-4}$ Н с/м^2, $R = 288$ Дж/кг$\cdot$град.,

$u^* = 5$ м/с, $c_p = 1008$ Дж/кг$\cdot$град., $\mathrm{Pr} = 0.72$, $B^* = 40$ Тл

Выражение для безразмерного расхода смазочного вещества находится по следующей формуле

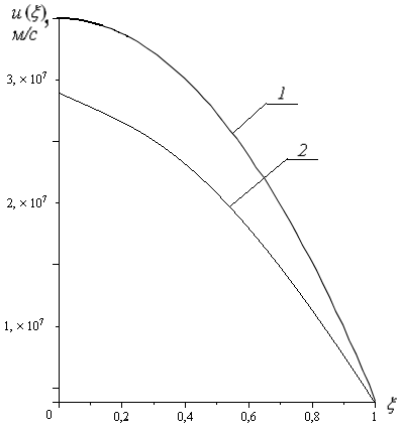
$$Q = \int_0^1 \frac{\partial \Psi}{\partial y} dy = \int_0^1 \Psi'(\xi) d\xi = \int_0^1 \frac{\Phi(\xi)}{T(\xi)} d\xi. \qquad (16)$$

Выражение нагрузки, приходящейся на единицу длины подшипника будет

$$W_l = \int_0^l \frac{p_0 dx}{h_0 + x tg\alpha} = \frac{p_0}{\mathrm{tg}\alpha} \ln\left(\frac{h_0 + l \cdot tg\alpha}{h_0}\right). \qquad (17)$$

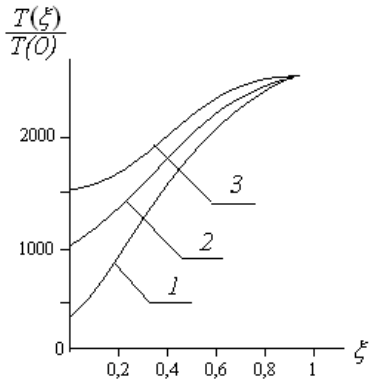
Выражение для силы трения будет иметь вид

$$L_l = \int_0^1 \frac{\mu_0}{T_0} T(0) \frac{R}{P_0} \frac{\Phi'(0) dx}{h_0 + x \cdot tg\varepsilon} = \frac{\mu_0 R}{T_0 P_0} T(0) \Phi'(0) \ln\left(1 + \frac{l}{h_0} tg\alpha\right).$$



1 – σ =0, Pr=0,72;
2 – σ =0,15, Pr=0,72

Рис. 2. Зависимость скорости u от ξ



1 – σ =0, Pr=0,82;
2 – σ =0, Pr=1;
3 – σ =0,15, Pr=0,72.

Рис. 3. Зависимость температуры от ξ

Таблица 1

Таблица значений основных параметров

σ, ом$^{-1}$ · м$^{-1}$	0			0,15		
Pr	Q, кг/м · с	$u(0)$, м/с	$T(0)/T_o$	Q, кг/м · с	$u(0)$, м/с	$T(0)/T_o$
1	0,06432	160,6	0,957	0,04866	121	1,0148356
0,72	0,06355	159,94	0,970	0,04827	120	1,0443415

Выводы.

Результаты численного анализа аналитических выражений для основных рабочих характеристик упорного подшипника показывают:

1. Применение электропроводящей газовой смазки для работы упорного подшипника способствует торможению газового потока, но повышает температуру газа в потоке.
2. Наличие магнитного поля при работе газодинамического подшипника снижает расход смазочного вещества, вязкость газовой среды и увеличивает его плотность.
3. С увеличением числа Pr расход смазочного вещества незначительно увеличивается.
4. Данная методика может служить базой данных при проектировании газодинамических уплотнителей.

Список литературы

1. Снопов А.И. Теоретические основы работы газодинамических опор: монография. Ростов-н/Д.: Изд-во ЮФУ. 2009. С. 3–4.

2. Константинеску В.Н. Газовая смазка : пер. с рум. М.: Машиностроение, 1968. С. 36–38.

3. Ильюшин А.А. Механика сплошной среды. М.: Изд-во Московского Универсте-та. 1990. 310 с.

4. Тамм И.Е. Основы теории электричества: Учеб. пособие для вузов. 10-е изд., испр. М.: Наука. 1989. 504 с.

5. Ахвердиев К.С., Колобов И.А. Температурная устойчивость работы составного металлополи-мерного подшипника скольжения // Вестник РГУПС. 2003. Вып. 2. С. 5–9.

УДК 621

ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИЛОЖЕНИЕ МОДУЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ В МЕХАНОСБОРОЧНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

PRACTICAL MODULAR TECHNOLOGIES MECHANICAL ASSEMBLY PRODUCTION

Базров.Б.М., д.т.н., проф.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Приведены методические разработки в области модульной технологии, их применение в решении типовых задач в механосборочном производстве.

Ключевые слова: *модульная технология, модуль поверхностей, модуль соединения, технологический процесс, унификация, технологический потенциал, станок.*

Methodical development in the field of modular technology, their application is given in the solution of standard tasks in machine-assembling production.

Keywords: *modular technology, module of surfaces, connection module, technological process, unification, technological potential, machine.*

Модульная технология – это метод организации производства. В основе модульной технологии лежит представление изделия совокупностью модулей поверхностей (МП) и модулей соединения (МС).

МП – это сочетание поверхностей (или отдельная поверхность), предназначенное выполнять соответствующую служебную функцию детали и придавать детали конструктивную форму, обусловленную требованиями эксплуатации и изготовления.

Все МП делятся на три класса: базирующие (МПБ), рабочие (МПР) и связующие (МПС). Их номенклатура ограничена 26 наименованиями, из которых четырнадцать видов МПБ и по шесть – МПР и МПС.

МС – это совмещение двух базирующих модулей поверхностей (комплектов баз), один из которых принадлежит присоединяемой детали, а второй – базовой детали.

В свою очередь как следует из парности базирующих модулей поверхностей, номенклатура МС ограничена семью наименованиями.

С помощью перечисленных МП и МС можно любое машиностроительное изделие представить их совокупностью.

Главным достоинством МП и МС являются их однозначность в определении и ограниченное разнообразие по конструктивному оформлению. Это позволяет создать на модульном уровне элементную базу средств технологического обеспечения изготовления деталей и сборки изделий.

В результате исследований разработаны методологические основы построения машиностроительного производства на принципах модульной технологии, включающие методики

- выявления МП деталей и МС изделия;
- оформления чертежей деталей в модульном исполнении;
- проектирования модульных технологических процессов изготовления детали и сборки изделий;
- унификации МП, МС и модулей средств их технологического обеспечения;
- специализации рабочих мест и др.

На основе методических разработок и результатов научных исследований в области модульной технологии и наличия элементной базы средств технологического

обеспечения на модульном уровне изготовления деталей и сборки изделий решают многие типовые задачи механосборочного производства.

Проектирование технологических процессов изготовления деталей и сборки изделий методом компоновки из модулей процессов соответственно изготовления МП и сборки МС.

Это в разы сокращает трудоемкость проектирования технологических процессов и повышает их качество за счет применения модулей процессов апробированных на практике.

Разработка САПР ТП изготовления деталей на принципах модульной технологии. Наличие конечного множества МП позволяет создать новую методическую базу построения САПР ТП.

Во-первых, выявить закономерности конструкций деталей и построить их классификацию, учитывающую все составляющие ее поверхности и конструктивные особенности. На этом основании развить теорию проектирования ТП и формализовать многие этапы процесса их проектирования.

Во-вторых, разработать единый подход в построении базы данных средств технологического обеспечения и в то же время обеспечить возможность учета производственных условий конкретного предприятия, за счет соответствующего наполнения базы данных.

Созданная на этой основе САПР ТП позволит поднять уровень автоматизации проектирования ТП, свести к минимуму участие технолога в разработке ТП и повысить качество проектных решений и снизить сроки проектирования ТП.

Организация производства деталей на принципах модульной технологии. В основе предлагаемого метода организации производства на принципах модульной технологии разрешение противоречий между гибкостью и производительностью становится возможным за счет специализации рабочих мест под изготовление МП [ ].

Сущность предлагаемого метода состоит в том, что производственная программа задается на модульном уровне, а за рабочими местами (РМ) закрепляются соответствующие группы МП.

В результате РМ с одной стороны становится специализированным, т.к. на нем изготавливается только заданная номенклатура МП, а с другой стороны – универсальным, т.к. на него поступают разные детали, содержащие эти модули.

Специализация РМ позволяет в условиях мелкосерийного производства поднять производительность обработки за счет совмещения переходов и применения высокопроизводительных методов обработки, характерных для крупносерийного производств, а гибкость производства достигается за счет универсальности РМ и возможности изменять маршрут движения заготовки по РМ.

В отличие от групповой технологии при изменении номенклатуры выпускаемых деталей в нашем случае специализация РМ практически не меняется. Происходит лишь переформирование групп деталей, что не требует дополнительной технологической подготовки производства за исключением разработки технологических процессов на новые детали.

Реализация данного метода организации производственного процесса включает следующие основные этапы.

Этап 1. Формирование исходных данных: представление деталей совокупностями МП, задание производственной программы на модульном уровне, идентификация каждого станка станочного парка под МП, которые можно изготовить в соответствие с техническими характеристиками станка, создание банка модулей средств технологического обеспечения МП.

Производственная программа на модульном уровне определяется следующим образом. Вначале осуществляется декомпозиция чертежа каждой детали на составляющие ее МП, затем эти МП умножаются на объем выпуска детали.

Суммируя полученные количества МП каждого наименования в деталях производственной программы, получим перечень наименований МП с их количеством.

Этап 2. Определение номенклатуры и количества каждого наименования.

3 этап. Разработка модульных технологических процессов

4 этап. Планировка РМ, оснащение их технологическими средствами и организация производственного процесса.

Опыт внедрения модульной технологии только на примере специализации РМ под изготовление деталей типа тел вращения по модульной технологии на токарных станках с ЧПУ в условиях опытного мелкосерийного производства показал увеличения выпуска деталей со станков на 30%.

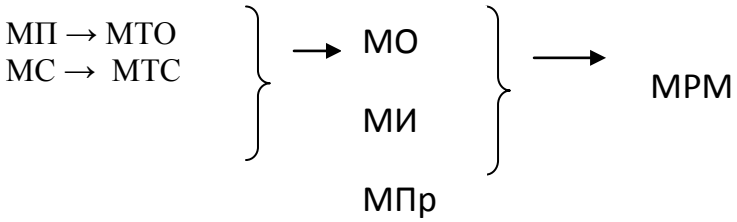
Расчеты на примере изготовления деталей центробежных насосов показали, что организация среднесерийного производства предложенным методом позволяет в 2-3 раза увеличить выпуск деталей с тех же площадей и при том же числе единиц оборудования.

Унификация объектов звеньев производственной цепочки (изделие – технологический процесс – оборудование – рабочее место) на модульном уровне

Максимальный эффект от унификации будет только в том случае, если унифицированному изделию соответствуют унифицированное технологическое обеспечение и унифицированные РМ.

Из изложенного следует, что главный резерв повышения эффективности от применения унификации кроется в обеспечении прямых связей между унифицированными объектами звеньев производственной цепочки.

Приняв МП и МС в качестве объектов унификации изделий, можно унификацию осуществить с позиции системного подхода, когда унификации последовательно подвергаются на модульном уровне объекты всех звеньев производственной цепочки, как это показано ниже



Такая унификация позволит на порядок поднять эффективность от ее применения в производстве.

Определение технологического потенциала станочного парка предприятия

Знание технологических возможностей станочного парка предприятия позволяет обоснованно формировать производственную программу на календарный период времени, определять возможности выполнения отдельных заказов по выпуску продукции.

Традиционно возможности производства по выпуску продукции оцениваются через производственную мощность, под которой понимается максимально возможный годовой выпуск продукции в номенклатуре и количественных соотношениях ее видов при установленном режиме работы, действующих технологических процессах и наиболее совершенной организации труда.

Как следует из понятия производственной мощности, речь идет не об оценке потенциала технологических возможностей производства, а о решении конкретной задачи – возможности изготовления заданной номенклатуры деталей в максимально возможном объеме. Такая оценка не означает, что предприятие не способно выпускать другую номенклатуру деталей и в других объемах, но чтобы ответить на этот вопрос надо знать технологические возможности оборудования.

УДК 621.95

ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

INNOVATIVE TECHNOLOGIES OF DIAMOND MACHINING OF DETAILS OF BRITTLE NONMETALLIC MATERIALS

Балыков А.В., д.т.н., проф.
(ГОУ ВПО МГТУ СТАНКИН, Москва, РФ)

Приведены основные области применения инструментов из алмазов для обработки деталей из неметаллических материалов. Обоснованы особенности и преимущества инструмента «МонАлиТ». Показаны примеры по внедрению алмазных инструментов.
Ключевые слова: *алмаз, хрупкие неметаллические материалы, производительность, работоспособность, износостойкость инструмента,*

There are the main areas of application of diamond tools for the machining of details of non-metallic materials. Proved the features and benefits of tool "MonAlit." Showed the examples of the implementation of diamond tools.
Keywords: *diamond, brittle non-metallic materials, performance, operability, tool wear*

В радиоэлектронике, машиностроении и приборостроении, в оптической, часовой и ювелирной промышленностях, в строительстве и быту широкое применение находят конструкционные хрупкие неметаллические материалы – стекло, кварц, керамика, ферриты, ситаллы драгоценные и полудрагоценные камни, граниты и мрамор. Эти материалы отличаются высокой твердостью, прочностью, износостойкостью, повышенной хрупкостью и рядом специальных уникальных электрофизических свойств.

В общем объёме механической обработки материалов удельный вес обработки неметаллических материалов составляет около 15-20% и продолжает стремительно расти. Только в стеклообрабатывающей отечественной промышленности трудится сегодня около одного миллиона человек.

Основными областями применения алмазно-абразивного инструмента при обработке хрупких неметаллических материалов являются.

- В радиоэлектронике – обработка пассивных и активных подложек полупроводниковых и функциональных микросхем из ситалла, поликора, кварца, германия, кремния, ниобата лития; изготовление резонаторов оптических квантовых генераторов и лазерных гироскопов из ситалла, стержней фазовращателей из феррита и ситалла.
- В авиационно-космической и ракетной технике - оболочки приборов, герметичные выключатели, вакуумные разъемы, детали энергетических установок и газовых турбин.
- В машиностроении – станины из мрамора и гранита, эталоны из керамики и мрамора, подшипники, гильзы и поршни из керамики, рубина, силицированного графита и композитов.
- В приборостроении – датчики, фазовращатели, резонаторы и фильтры из кварца, керамики, стекла и ситалла, магнитные головки из феррита и керамики.
- В промышленности связи –волоконно-оптические разъемы из стекла и керамики.
- В часовой промышленности и ювелирном производстве – изделия из рубина, кварца, сапфира, агата, яшмы, чароида, лазурита, топаза, самоцветов, огранка бриллиантов.
- В оптической и очковой промышленности – детали оптических приборов, зеркал и линз из стекла, лейко-сапфира, силицированного графита.
- В строительстве, строительно-монтажных и реставрационных работах, в быту – обработка облицовочных материалов из стекла, мрамора, гранита и керамогранита.

- В производстве изделий из хрусталя, полудрагоценных и поделочных камней – люстр, подсвечников, письменных приборов, столешниц, декоративных и строительных конструкций.
- В массовом производстве предметов быта: стеклофурнитуры (дверей, столешниц, лестниц) и зеркал, сантехнической и запорной арматуры из керамики.
- В быту - обработка облицовочной плитки, керамогранита, бетона, кирпича.

По сравнению с пластической обработкой металлов при обработке хрупких неметаллических материалов согласно закона Гука преобладает процесс хрупкого разрушения.

В настоящее время Теория Гриффитса–Ирвина является основной для описания процессов трещинообразования при механической обработке хрупких неметаллических материалов, однако существуют и разрабатываются новые критерии трещинообразования и показатели процесса хрупкого разрушения

Мерой трещиностойкости является [1] критический коэффициент интенсивности напряжений k_c, который пропорционален критическому напряжению, при котором происходит образование трещины длиной C_L:

$$k_C = \sigma_C \sqrt{\pi \cdot C_L},$$

где σ_c - критическое напряжение образования трещины. Для определенного материала k_c – величина постоянная, устанавливаемая экспериментально.

Исследования [2] по изучению разрушения хрупких неметаллических материалов проводились на пластинах из монокристаллического кварца (рис.1), шлифованных алмазными кругами.



а) 550^x



б) 960^x



в) 12000^x

Рис.1 Профиль поверхности кварцевой пластины среза *yxl/-52°* (а), магистральная микротрещина (б), электронная фотография нижней части трещины (в).

В результате сравнений данных рентгенографических исследований, растровой и трансмиссионной электронной микроскопии можно сделать следующие выводы о строении нарушенного слоя. Во время шлифования на поверхности возникает рельеф с поликристаллической структурой. Его толщина определяет высоту микронеровностей *Ra*. Непосредственно под рельефом находятся трещины и дислокационные скопления, которые определяют толщину трещиноватого слоя. Второй слой гораздо более протяженный, чем первый. Кристаллографическая структура трещиноватого слоя – мозаичная. Плотность и размер трещин уменьшаются с глубиной.

Ниже трещиноватого слоя находится микропластичный слой, окружающий каждую трещину и распространяющийся на расстояние 1-2 мкм.

Для условий контактных деформаций упругих тел Герцем был разработан закон, экспериментально подтвержденный Ауэрбахом, согласно которому:

$$P_{кр} = B \cdot r,$$

где $P_{кр}$ - критическая нагрузка при образовании микротрещины в хрупком материале;

r - радиус вдавливаемого индентора (зерна);

B - постоянная Ауэрбаха.

Закономерности упругой деформации Ауэрбаха без видимых пластических последствий, действительны для инденторов с радиусами от 10 мкм до 1 см, то есть находятся в области диапазона зернистостей алмазных инструментов., применяемых для изготовления деталей из неметаллических материалов. Поэтому действие этого закона можно распространить на процессы механической размерной обработки неметаллических материалов. Величина силы резания зависит от размера абразивного зерна. Чем больше радиус абразивного зерна, тем больше надо приложить силу для скалывания (диспергирования) микрочастиц с поверхности, тем больше будет величина микросколов и глубина трещиноватого слоя.

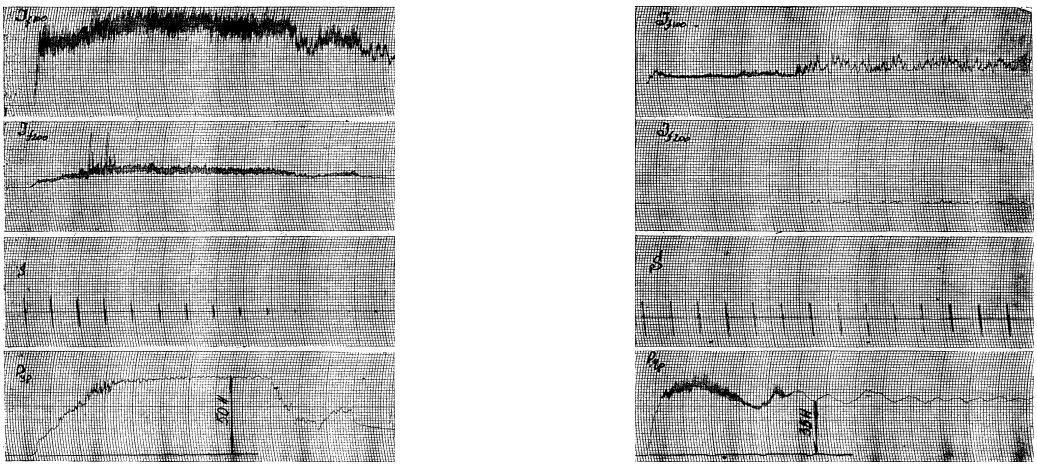
Основным действующим фактором, обеспечивающим диспергирование поверхности является осевая сила резания P_y, которая создает напряжения в материале, зерне и связки.

Причём при всех видах абразивной обработки на поверхности любой детали из хрупких неметаллических материалов будет существовать нарушенный (дефектный) слой.

Характер и величина нарушенного слоя будет зависеть от зернистости и марки абразива, кинематики процесса обработки и физико-механических свойств материала.

Подтверждением зависимости диспергирования поверхности хрупких неметаллических материалов от силы резания являются опыты [3], проведенные на специальном стенде со стабилизацией осевой силы резания. На рис.2 представлены записи сигналов акустической эмиссии (АЭ) для частот 100 и 200 кГц, величины подачи и осевой силы резания при сверлении плат из ситалла толщиной 1 мм подковообразными сверлами диаметром 3 мм из алмазов АС20, зернистостью 100/80, концентрацией 100%, изготовленными методом порошковой металлургии. Процессы реализованы в условиях адаптивной системы управления с рабочими стабилизируемыми осевыми силами резания P_y, равными 35 Н и 50 Н.

Величина вертикальной подачи регулируется от 0 до 10 мм/мин. На графиках прослеживается изменение сигналов АЭ во времени, причем эти изменения различны для частот 100 и 200 кГц. В первом случае (рис.2 а)) при осевой силе 50 Н процесс сверления обеспечивается при постоянной подаче, равной для установившегося режима 10 мм/мин, постоянной силе резания и постоянной амплитуде АЭ. Во втором случае (рис.2 б)) при осевой силе 35 Н отсутствует съем, идет флуктуация силы резания, наблюдается затухание параметров АЭ, вследствие отсутствия процессов микрорезания. Такой ход процессов создан искусственно.



а) б)

Рис.2 Записи силы резания, величины подачи и акустограмм:
а) при P_y=50 Н, б) при P_y = 35 Н

Он вполне закономерен, так как во втором случае величина стабилизирующей силы резания $P_{y\partial}$ меньше критической расчетной силы резания P_{yp}, вызывающей разрушение материала, равной для данного случая 40 Н. Для обеспечения диспергирования поверхности обрабатываемого материала, стабилизируемая осевая сила резания должна быть больше критической силы резания, соответствующей порогу хрупкого разрушения материала.

В результате исследований выявлены закономерности диспергирования поверхности обрабатываемого материала и изнашивания режущей поверхности алмазных кругов, и установлены связи между их физико-механическими свойствами и силой резания.

Отсутствие необходимых алмазных и эльборовых инструментов создает проблемы обработки новых материалов, что становится существенным препятствием к их внедрению.

Процессы механической обработки деталей из неметаллических материалов: резка, сверление и зенкерование отверстий, глубинное шлифование по целому (фрезерование), координатное и профильное шлифование кромки и фацета, гравирование – проходят в самых экстремальных условиях полного контакта режущей поверхности с обрабатываемой деталью, в которых традиционные алмазные инструменты типа «Sinter» исчерпали свои возможности.

Российская фирма «Рус-Атлант» создала уникальную серийную технологию изготовления алмазно-абразивного высокопроизводительного и износостойкого инструмента нового поколения «МонАлит», имеющего оптимальное соотношение цена-ресурс. В настоящее время созданы условия для его широкого внедрения на российских предприятиях и поставок на экспорт.

Традиционно при изготовлении сложно профильных изделий из неметаллических материалов применяют в большинстве случаев только металлические связки, как наиболее прочные, износостойкие и обладающие хорошей теплопроводностью.

Алмазные инструменты "МонАлиТ" производятся методом пропитки в неметаллических пресс-формах в вакууме. Сущность метода заключается в соединении металлизированных алмазных зёрен расплавом связки, в результате чего происходит образование новых фаз на контактных границах и способствует существенному повышению эксплуатационных свойств алмазно-абразивного инструмента.

При сварке алмазных зерен в вакуумной среде при температуре около 1000 ^{0}C между зернами и связкой возникают хорошие адгезионные связи, повышается термостойкость. Предельная концентрация, до 250 %, и монолитная упаковка алмазов, особенности технологии позволяют изготавливать инструмент любой формы с размерами

от 0,8 мм и больше. Технология изготовления обеспечивает одинаковую работоспособность инструмента "МонАлиТ" по всему объему режущей части.

Созданный таким образом алмазный инструмент на связке "МонАлиТ" сочетает в себе не только хорошие режущие свойства гальванического инструмента и долговечность прессованного, но и имеет ряд преимуществ:

- высокую кромкостойкость и износостойкость;
- стабильность режущих свойств за счет многократного обновления алмазного слоя (эффект самозатачивания);
- возможность кратковременной работы без охлаждения.

Приведём несколько примеров инновационных технологий с применением инструментов «МонАлиТ».

Одним из важнейших элементов современных скоростных ракет, управляемых методом радиолокационного наведения на цель, является головной радиопрозрачный антенный обтекатель из кварцевой керамики, имеющий форму сложнопрофильной оболочки вращения двойной кривизны.

Пеленгционные ошибки антенна-обтекатель обусловлены влиянием точности формы, разнотолщинности стенок, стабильности номинальных размеров, качества поверхности обтекателя. При механической обработке обтекателя, возникал ряд проблем:

- быстрый износ алмазных кругов и, особенно, «головных» алмазных головок с радиусом сферы R 4,5 мм;
- низкая производительность шлифования;
- появление магистральных трещин на поверхности оболочки;
- неравномерность сил резания в процессе обработки, что являлось причиной разрушения заготовки при механической обработке.

Основной причиной являлась низкая износостойкость и кромкостойкость алмазных кругов и головок. Были разработаны специальные алмазные круги и головки 6 типов, освоено их серийное производство, проведены исследования по определению максимально-допустимых сил резания с учётом режимов шлифования для разных зон работы инструмента при шлифовании керамических сложнопрофильных оболочек двойной кривизны без разрушения. Разработан процесс изготовления кварцевокерамических обтекателей с применением алмазного шлифования без разрушения и образования микротрещин. Повышена производительность обработки в 5,5 раза.

Начиная с 2009 года, предприятие Рус-Атлант успешно проводит совместные работы по внедрению новых инструментов «МонАлиТ» из алмазов и эльбора, разработанных и изготавливаемых ООО «РусАтлант», в основном и инструментальном производствах ОАО «Раменский приборостроительный завод».

Разработан и изготовлен комплект в составе 20 специальных инструментов для обработки корпусов лазерных гироскопов из ситалла. Успешно работают высокостойкие алмазные сверла и фрезы Ø1,3; Ø2,55; Ø3,9 и др. при формообразовании паутины отверстий в ситалле. Разработка новых конструкции кольцевых алмазных сверл диаметром Ø2,58…3,6 мм позволила обрабатывать отверстия на глубину 100 мм. Применение нового инструмента обеспечило повышение стойкости в 20 раз, производительности обработки в 2-5 раз, при высоком качестве получаемых изделий.

Разработаны и внедрены в инструментальном производстве РПЗ кромкостойкие резьбошлифовальные головки из эльбора для внутреннего планетарного шлифования по целому резьбовых колец из закаленных сталей ШХ-15 диаметром от 8 мм с различными шагами. Производственные испытания на станке с ЧПУ Ultramat CNC 650 фирмы Jones&Shipman (Англия) показали следующее:

- повышение стойкости инструмента в 16-18 раз;
- повышение производительности обработки в 12 раз.

- отклонение точности обработки профиля калибров-колец по среднему диаметру - 12 мкм.

В настоящее время в радиоэлектронике и приборостроении нашли применение новые пьезоэлектрические кристаллы лантангаллиевого силиката (лангасита, ЛГС) и лантангаллиевого танталата (лангатата, ЛГТ), для изготовления на их основе фильтров, резонаторов, датчиков давления и вибрации, работоспособных до температур в 950 °С.

В качестве чувствительных элементов для датчиков давления и вибрации используются диски с внешним диаметром от 6 до 15мм, внутренним диаметром от 3 до 6 мм и толщиной от 0,15мм. Точность по наружному и внутреннему диаметрам составляет 0,01-0,05 мм, отклонение от плоскопаралельности не более 0,005 мм. Не допускаются сколы по кромкам. Критериями, по которым оценивается качество поверхности, являются ширина боковых сколов, шероховатость поверхности и связанные с ними характер и глубина нарушений поверхностного слоя.

Ранее на предприятии «Фомос» были попытки обрабатывать внутренние отверстия в лангатате алмазными инструментами на гальванической связке. Для получения требуемого качества необходимо было инструмент длительно прирабатывать. При этом не только значительно повышалась трудоёмкость процесса, но и уменьшался без того малый ресурс гальванического инструмента. При изготовлении сверл и головок «МонАлиТ» базирование алмазных зёрен происходит по внутренней поверхности пресс-формы. Режущий профиль инструмента не имеет большой дисперсии. Его не надо править. Были разработаны специальные кромкостойкие регулируемые сверла и головки Ø1-2 мм. Благодаря особенностям инструмента «МонАлиТ» производительность процесса изготовления дисков повысилась в 10 раз, износостойкость инструмента в 25 раз.

Полученные результаты позволили решить задачу оптимизации технологических условий алмазного сверления и доводки отверстий для получения максимальной производительности при требуемом качестве поверхности обрабатываемых деталей.

Список литературы

1. Пестриков В.М., Морозов Е.М. Механика разрушения твердых тел. СПб: Профессия. 2004.
2. Балыков А.В. О некоторых закономерностях алмазного шлифования хрупких неметаллических материалов // Синтетические алмазы – ключ к техническому прогрессу. Киев: Наукова думка. 1977. Ч.2. С. 171–181.
3. Балыков А.В., Алмазное сверление отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов. М.: Наука и технология. 2003. с. 187

УДК 621.891.22. 621.9.048.7.

ИЗМЕНЕНИЕ СТРУКТУРЫ, ПРОЧНОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СТАЛЕЙ ПРИ ЛАЗЕРНОМ УПРОЧНЕНИИ

WEAR RESISTANCE AND STRUCTURAL STRENGTH IMPROVEMENT BY LASER HARDENING

Бирюков В. П., к.т.н.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

В работе представлены результаты лазерного упрочнения сталей. Показаны преимущества лазерного упрочнения при оптимально подобранных режимах обработки.

Ключевые слова: *лазерное упрочнение, твердость, износостойкость*

In this paper presented some results of steel laser hardening and facilities of the mathematical planning for the work optimization

Key words: *laser heating, hardening, wear*

В работе [1] проведена лазерная закалка поверхности сталей, содержащих 0,006…0,78% С, с использованием CO_2 лазера с выходной мощностью 2,5…5 кВт и скоростью перемещения образцов 5…40 мм/с. При этом получали закаленные зоны в виде полос шириной 2,5…3 мм с частичным оплавлением поверхности, а при использовании сканирующего устройства закаленные зоны без оплавления поверхности глубиной 0,5…0,6 мм. В качестве поглощающих покрытий использовали углеродные, фосфатные и оксидные пленки.

При лазерном облучении поверхности малоуглеродистой стали 09Г2 α-фаза представляет собой пакетный мартенсит, а на некотором расстоянии от поверхности – тростоосорбит и измельченные зерна феррита. Закаленная зона среднеуглеродистых сталей 35 и 30Х имеет структуру пакетного и пластинчатого мартенсита с небольшим количеством остаточного аустенита.

Структура закаленного слоя эвтектонидной стали 75Г представляет собой пластинчатый высокодисперсный мартенсит с 20% остаточного аустенита. Износостойкость железа и сталей определяли по уменьшению массы образцов после испытаний на машине «Амслер» при качении с 10%-ным проскальзыванием на базе 70 тыс. оборотов. Износ роликов диаметром 40 и толщиной 6 мм после лазерной закалки с оплавлением поверхности уменьшился. Интенсивность изнашивания в значительной степени зависит от содержания углерода в стали: если для стали с содержанием углерода 0,1% износ после лазерной закалки уменьшился на 130%, то для стали с 0,4%С на 250%, а для стали с 0,75%С – 450%. Предел контактной выносливости при сталей 40Х и 75Г, определенный при испытаниях по схеме шар-плоскость, в результате лазерной закалки повысился на 70%.

В работе [2] проведены исследования формирования структуры и свойств поверхностных слоев ряда промышленных сплавов. Обработка на непрерывных лазерах подвергали стали 12ХН3А, 45, 40Х, 9Х, ШХ15. Для увеличения поглощения поверхностью образца излучения CO_2 лазера применяли фосфатные покрытия и покрытия на основе графита или окислов металлов.

При обработке образцов из стали 45 упрочнение без оплавления поверхности было достигнуто на скорости 5 м/мин. Глубина зоны лазерной закалки составила 0,15 мм. При обработке с оплавлением поверхности увеличение мощности или скорости обработки приводит к снижению среднего значения микротвердости поверхности [3]. При этом средние значение микротвердости вдоль полосы несколько выше, чем поперек полосы. Проведенные исследования микроструктуры сталей показывают, что упрочненная зона в общем случае состоит из трех слоев. Первый слой, полученных закалкой из жидкого состояния, для исследованных сталей характеризуется высокой дисперсностью структурных составляющих, основная доля которых приходится на мартенсит. Исследования методами рентгеноструктурного анализа в стали 45 после обработки непрерывным лазером остаточный аустенит не обнаружен. В сталях 9Х и ШХ15 при некоторых режимах обработки образуется белый нетравящийся слой толщиной ~50 мкм, микротвердость которого составляет 900-1200 HV. Второй слой образовался при нагреве металла ниже температуры плавления. Ввиду чрезвычайно высоких скоростей нагрева и охлаждения возможен сдвиг критических точек в области высоких температур [4], поэтому структуры этого слоя, как правило, аналогичны структурам, наблюдаемым после неполной закалки.Так в нормализированной стали 45 народу с мартенситом сохраняется сетка феррита, в сталях 9Х и ШХ15 – мелкодисперсные карбиды. Только в том случае, если сталь в исходном состоянии закалена и низкоотпущена, между слоем закалки из твердого состояния и исходной структурой имеется третий слой толщиной 75…440 мкм. Микротвердость его составляет 300…450 HV вследствие образования структур отпуска.

В работе [5] образцы стали 45 и 40Х упрочненные до твердости HRC 56 лучом лазера. Были испытаны в среде масла загрязненного абразивом в условиях трения скольжения. Ширина зон закалки составляла 3 мм, глубина 0,6…0,8 мм с расстоянием между дорожками 3 мм. Для сравнения испытывали образцы стали ШХ15СГ, подвергнутые объемной закалке на твердость HRC 60 и образцы из стали 18ХГТ, прошедшие азотирование и имеющие поверхностную твердость более 56 HRC. Результаты испытаний показали, что износостойкость образцов сталей 45 и40Х подвергнутых лазерной закалке на 20% выше, износостойкости образцов стали ШХ15СГ, но меньше азотированных образцов на 20…30%.

Цель данной работы - исследование влияния лазерного излучения газовых и волоконных лазеров на повышение твердости, износостойкости и прочности сталей 30Г2, 45, 40Х, 65Г.

Эксперименты проводили на газовом лазере мощностью излучения до 2 кВт в ИМАШ РАН и волоконном лазере ЛС3,5 в лазерном центре МИФИ. Микротвердость определяли на приборе ПМТ-3 при нагрузке на индентор 0,98 Н. Рентгеновские съемки проводили на дифрактометре ДРОН-2 в КαСо излучении при напряжении 32 кВ.

Износостойкость образцов исследовали на машине трения при возвратно-поступательном движении (МТВ-1). В качестве смазки использовали масло индустриальное И-Г-А-68 (И40А). Продолжительность испытаний 8 часов. Абразивный износ определяли по схеме Бриннеля-Хаворта на машине БХ-4. К вращающемуся резиновому диску прижимался образец с нагрузкой 26Н. в зону трения подавался кварцевый песок с фракцией 0,2…04 мм. Продолжительность испытаний 30 мин.

Образцы сталей 45, 40Х, 65Г с размерами15х20х70 мм упрочняли на лазерной установке «Комета-М» при варьировании мощности в пределах 700…1300 Вт. Обработку производили расфокусированным пятном с эффективным диаметром 3 мм и при высокочастотном сканировании луча с частотой 240 Гц с амплитудой 3…15 мм.

Образцы труб стали 30Г2 обрабатывали по цилиндрическому участку и резьбовой части ниппельного конца трубы на газовом и волоконном лазере.

Исследования показали, что на всех дифрактограммах, полученных от узких дорожек (без сканирования луча), интенсивность в максимуме всех дифракционных линий выше интенсивности соответствующих линий от широких дорожек, полученных при сканировании луча. Кроме того, линия дорожки, полученная при сканировании луча, шире, чем от дорожки упрочненной неподвижным лучом. Расчеты показали, что средний размер блоков широких дорожек составляет примерно $0,3 \cdot 10^{-5}$ см, а узкой $0,4 \cdot 10^{-5}$ см. Это свидетельствует о более существенных изменениях структуры в случае сканирования луча, т.е. о более значительном измельчении элементов структуры и деформации кристаллической решетки. Твердость закаленных лазерным лучом слоев зависит от времени воздействия и плотности мощности лазерного пучка. Для оптимально подобранных режимов на стали 45 и 40Х получены значения твердости 57…61 HRC.

Испытания на износ образцов сталей 45, 40Х на машине трения МТВ-1 показали, что износостойкость образцов упрочненных при высокочастотном сканировании луча выше, чем закаленных неподвижным лучом на 20…30% при равных площадях упрочненной поверхности. С увеличением ширина дорожки закалки при сканировании луча износостойкость возрастает линейно и увеличивается на 15% при максимальной амплитуде. С увеличением площади закаленной поверхности до 50% от номинальной площади образца износостойкость возрастает в 2,5…3 раза по сравнению с образцами прошедшими объемную закалку с высоким отпуском. Дальнейшее увеличение площади лазерной закалки до 100% повышает износостойкость на 30…50%, при этом трудоемкость обработки возрастает в два раза. Поэтому при назначении технологических режимов упрочнения деталей машин необходимо руководствоваться условиями их работы и определять оптимальную площадь упрочнения исходя из них. Для тяжело нагруженных узлов трения и газостатических направляющих станков необходимо проведение 100% закалки поверхности трения на глубину не менее 1 мм. Для деталей, работающих при малых и средних нагрузках, площадь лазерного упрочнения может составлять 40…60% от номинальной площади поверхности трения при глубине слоя 0,3…0,6 мм.

Испытанию на абразивное изнашивание подвергались образцы стали 45,40Х прошедшие лазерное упрочнение расфокусированным и сканирующим лучом,18ХГТ после ионного азотирования в течение 6 часов. В результате исследований установлено, что износостойкость образцов закаленных расфокусированным лазерным лучом в среднем на 10% ниже, чем стойкость образцов упрочненных сканирующим лучом. В свою очередь образцы прошедшие ионное азотирование имеют износостойкость соответственно на 12 и 22% выше образцов упрочненных лазером. Следует отметить, что абразивному изнашиванию подвергаются в основном участки на границах дорожек закалки, которые при наложении частично отпущены. Результаты испытаний свидетельствуют о том, что дорогостоящие стали 18ХГТ, 12ХН3А с успехом могут быть заменены на более дешевые стали 45 и 40Х.

Лазерное упрочнение стали 30Г2 производили при мощности излучения газового и волоконного лазера 700…1000 Вт. Диаметр лазерного луча изменяли в пределах 3…10мм. Скорость обработки на газовом лазере менялась от 10 до 30 мм/с, на волоконном - от 10 до 100 мм/с. На цилиндрических проточенных образцах труб упрочнение производили без поглощающего покрытия и с покрытием СГ504. Лазерное упрочнение ниппельного конца трубы выполнено без применения поглощающего покрытия. Металлографические исследования упрочненных зон показали, что в зависимости от режимов обработки глубина упрочненного слоя изменяется в пределах

0,25…1,3 мм на цилиндрических участках труб. Лазерную обработку выполняли начиная с максимальных плотностей мощности q_{max} при оплавлении поверхности и доводили до оптимальных значений $q_{опт}$ и наоборот с минимальных плотностей мощности q_{min} до оптимальных значений $q_{опт}$.

Изучено влияние на глубину упрочненного слоя диаметра лазерного луча – d (мм), скорости перемещения детали –v (мм/с) и мощности лазерного излучения -P (Вт). В первом случае глубина зоны закалки определяется из соотношения: $Z=K•P•d^n/C_q•V^m•10^2$. Во втором случае, когда обработка начинается с низкой плотности мощности излучения $Z=K•P/ C_q• d^k • V^m•10^2$, где К – коэффициент учитывающий условия обработки, Р- мощность излучения (Вт), n, m, k - показатели степени, C_q- удельная энергия поглощенного излучения (Вт•с/мм^2). Зависимость изменения глубины зоны упрочнения от режимов обработки носит экстремальный характер. В наших экспериментах при обработке на газовом лазере получены значения коэффициентов n=0,5, m=0,45, а при упрочнении на волоконном лазере n=0,7 , m=0,45.

Твердость упрочненного слоя на высоких скоростях обработки 52…55 HRC, на средних скоростях 45…50 HRC. Применение поглощающего покрытия СГ504 позволяет увеличить зону упрочнения на 25…30%.Глубина упрочненного слоя на резьбовой части трубы составила 0,2…0,3 мм (рис.1.) при твердости 45…50 HRC.

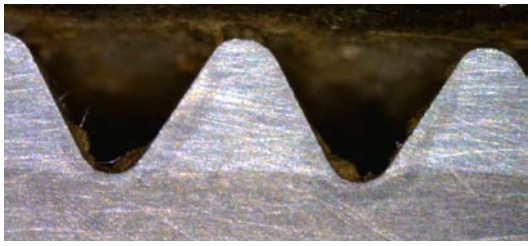


Рис.1. Микрошлиф резьбы с лазерным упрочнением.

Из проведенных исследований можно сделать вывод о том, что при прочих равных условиях лазерное упрочнение на волоконном лазере позволяет снизить время обработки резьбы в 3…5 раз по сравнению с газовым лазером в зависимости от мощности излучения.

Содержание углерода влияет на твердость лазерного упрочнения сталей. Так при упрочнении стали 65Г твердость поверхностных слоев достигает 61…67 HRC при режимах облучения указанных выше для газового лазера. При определении прогиба лап культиваторов изготовленных по традиционной технологии на ОАО «Грязевский культиваторный завод» и после лазерной закалки крыльев лап тремя дорожками шириной 6 мм с шагом 8 мм установлено, что он в 5 раз меньше чем у серийных лап. Таким образом, сопротивление изгибу в результате лазерного упрочнения существенно повышается, что, в конечном счете, повышает усталостную прочность лап. Износостойкость лап закаленных лазерным лучом повышается в 4…5 раз. Проведенные полевые испытания в «СЕВКАВМИС» г. Зерноград подтверждают этот результат [6].

Лазерное упрочнение сталей 45 и 40Х успешно применяется на деталях типа направляющих скольжения специальных станков, посадочных мест под подшипники и других узлах трения. Применение высокочастотного сканирования луча по нормали к траектории движения детали значительно повышает качество упрочненных слоев и повышает производительность процесса обработки в 1,5…2 раза по сравнению с обработкой неподвижным расфокусированным лучом.

Сталь 30Г2 применяется при изготовлении насосно-компрессорных труб.

Известно, что детали нефтегазовых изделий испытывают значительные нагрузки. Так вращающийся буровой инструмент внедряется в породу под действием осевой нагрузки, а также ударов, наносимых с помощью специальных механизмов с определенной частотой [7]. Поэтому необходимо изменить конструкционные требования к резьбовым соединениям насосно-компрессорных, утяжелено бурильных и других труб. Повышение качества труб в их замковой части обеспечит большой экономический эффект. Обрыв трубы приводит в возможной потере колонны бурильных труб и телеметрической аппаратуры – это убытки в размере 30…40 млн. руб.

Список литературы

1. Шур Е.А., Воинов С.С., Клещева И.И. Повышение конструктивной прочности сталей при лазерной закалке // Металловедение и термическая обработка металлов.- 1982.- №5 - С. 36-38.
2. Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н., Тарасенко В.М., и другие
   Упрочнение поверхности сплавов лазерным излучением // Физика и химия обработки материалов. -1983.- №9.- С. 124-131.
3. Григорьянц А.К., Сафонов А.Н., Тарасенко В.М., Морящев Н.Ю. // Металловедение и термическая обработка металлов. 1982.- №9. - С. 29.
4. Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Кокора А.Н. Лазерная обработка материалов. М.: Машиностроение. – 1975.- 298 с.
5. Акулина Г.А., Цырлин Э.С. Лазерная закалка деталей машин. - М.: 1984. – 64 с.
6. Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала//Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. - №1.– С.60-66.
7. Песин М.В. Повышение надежности резьбовых соединений нефтегазовых изделий // Технология машиностроения. 2011.-№9.-С.49-50.

УДК 621.891.22. 621.78:535.211

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ ВАГОНОВ МЕТРОПОЛИТЕНА ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКОЙ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА ОТКАЗОВ

DETAILS FAILURES ANALYSIS OF SUBWAY CARS AND REPAIR THEM BY LASER WELDING

Бирюков В.П., к.т.н., Фишков А.А.
(ИМАШ РАН, Москва, РФ)

В работе представлен анализ отказов узла подвески редуктора колесной пары вагона метрополитена. Предложен алгоритм расчета наиболее изнашиваемой детали по методу анализа Парето. Показаны преимущества лазерной наплавки по сравнению с другими методами восстановления.

***Ключевые слова**: отказ, лазерная наплавка, износостойкость*

There is wheelset gear suspension node failures analysis for subway cars. A computation algorithm for determination of the most wearing parts according to the Pareto method is suggested. The advantages of the laser treatment compared with other treatment methods are shown.

***Key words:** failure, laser welding, wear resistance.*

В настоящее время все большую актуальность приобретает проблема восстановления деталей подвижного состава метрополитена. Высокая стоимость новых деталей, добавляет рассматриваемому вопросу актуальности. В настоящей статье проведен анализ конструкции и отказов механического оборудования вагонов метрополитена, в частности узла подвески редуктора колесной пары. Особенностью эксплуатации колесных пар на метрополитене является то, что все колесные пары вагонов являются приводными, а условия метрополитена предполагают более высокие, чем на железной дороге, динамические нагрузки в связи с многократными циклами «разгон-торможение» и меньшим средним радиусом кривых [1].

В работе рассматривался узел подвески редуктора колесной пары вагонов типа «Е» и 81-717/714. Несмотря на проводимую в настоящее время замену парка Московского метрополитена, эти вагоны по-прежнему составляют большую часть парка не только в Москве, но и в других городах России. Статистика по количеству вагонов, эксплуатируемых на Московском метрополитене. Данные приведены в таблице 1 по состоянию на 2010г.

Таблица 1

тип вагона	**количество вагонов в парке**	**процентное соотношение**
Е и мод.	745	16,4
81-717/714	3232	71,3
81-720 (Яуза)	88	1,9
81-740 (Русич)	470	10,4

Для Петербургского метрополитена количество вагонов указанных типов составляет около 1300 единиц.

На вагонах более ранних серий, в частности вагонах типа «Д» использовался узел подвески редуктора с одним шарнирным соединением [2]. Общий вид подвески редуктора вагонов типа «Д» представлен на рисунке 1. Эта конструкция имела целый ряд недостатков, таких как быстрый износ резиновых амортизаторов и повреждения резьбы болта подвески.

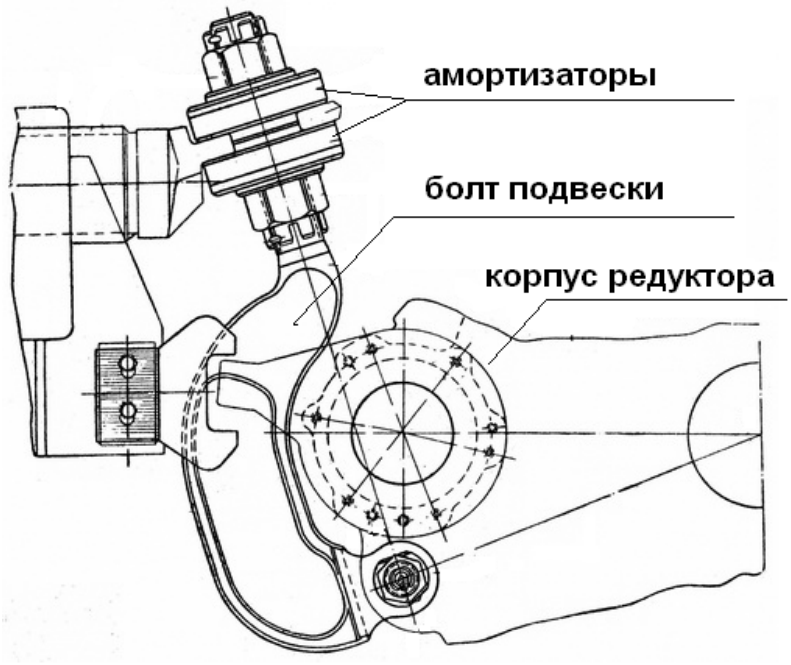


Рис. 1. Узел подвески редуктора вагона типа «Д»

Повреждения резьбы болта и резиновых амортизаторов происходили потому, что амортизаторы выполняли роль шарнирного соединения. В конструкции подвески вагонов типа «Е» многие трудности были сняты, а роль верхнего шарнира стал выполнять полноценный шарнирный узел на подшипнике ШС-40. Общий вид узла подвески представлен на рисунке 2.

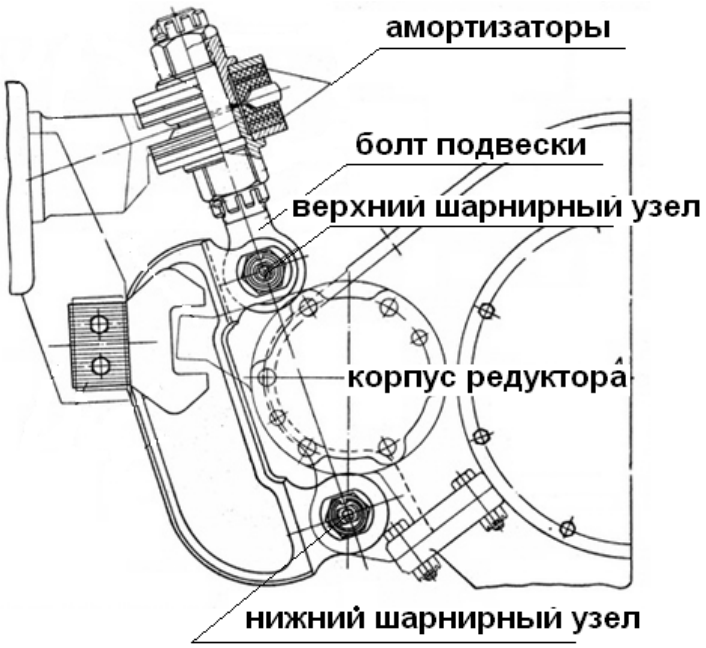


Рис. 2. Узел подвески редуктора вагонов типа «Е» и 81-717.

Данная конструкция применяется на вагонах до сих пор. Наличие двух шарниров сохраняет резьбу болта подвески, однако появилась новая проблема, связанная с износом валиков, установленных в шарнирах.

Для выявления наиболее «слабых мест» в конструкции данного узла из рабочей документации электродепо московского метрополитена были получены статистические данные по отказам данного узла за год. Обработка данных производилась по методу анализа Парето, за основу было взято описание в работах [3] и [4]. Применялся следующий алгоритм решения.

Обозначив количество отказов произошедших по одной из нескольких причин через w_i, получим, общее количество отказов

$$W = \sum_{i=1}^{n} w_i \tag{1}$$

где: n – количество причин, по которым произошли отказы.

Следовательно, доля отказов, произошедших по *i*-ой причине, определяется из соотношения

$$d_i^{OTK} = \frac{w_i}{\sum_{i=1}^{n} w_i} = \frac{w_i}{W} \tag{2}$$

Таким образом, по соотношениям (1) и (2) можно определить количественную составляющую анализа Парето для любого количества причин при любом количестве отказов, то есть можно построить диаграмму по частоте появления отказов различного вида. Однако анализа отказов только по частоте отказов недостаточно для полной ясности, необходим так же количественных анализ.

Качественная составляющая определяется в следующей последовательности.

Определяем коэффициент потерь от отказов каждого *i*-го вида

$$K_i^{П} = \frac{S_i^{PEM}}{S_{\min}^{PEM}} \tag{3}$$

где S_i^{PEM} – стоимость ремонта узла при отказе *i*-го вида,

$S_{\min}^{PEM}$ – минимальная стоимость ремонта узла при отказе, которому эта стоимость соответствует.

Вес потерь от каждого вида отказов определяется из соотношения

$$v_i = K_i^{П} \cdot w_i \tag{4}$$

где w_i - количество отказов, произошедших по каждой *i*-ой причине.

Суммарный вес потерь определяется суммированием величин v_i по всем видам отказов

$$V = \sum_{i=1}^{n} (K_i^{П} \cdot w_i) = \sum_{i=1}^{n} v_i \tag{5}$$

где: n – количество причин, по которым произошли отказы.

По аналогии с выражением (2) определяем долю потерь для каждого из видов отказов

$$d_i^{П} = \frac{v_i}{\sum_{i=1}^{n} v_i} = \frac{v_i}{V} \tag{6}$$

Таким образом, нами получен алгоритм решения статистической задачи методом Парето, причем данный алгоритм позволяет получить представление не только о количественной составляющей отказов рассматриваемого узла, но и о качественной, то есть, выявить причины наиболее опасных и/или затратных отказах.

Для решения аналитической задачи была разработана компьютерная программа, позволяющая численно проанализировать данные по отказам рассматриваемого узла. Полученные данные графически представлены на рисунках 3 и 4.

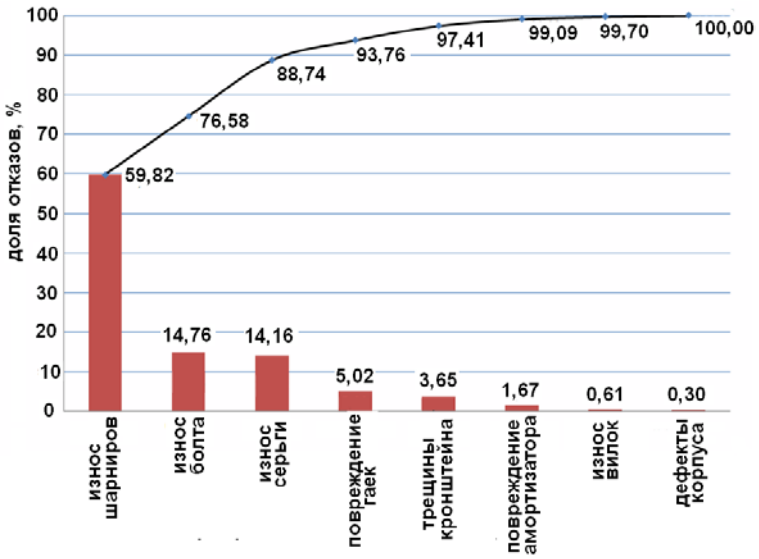


Рис. 3. Кривая Парето для узла подвески редуктора

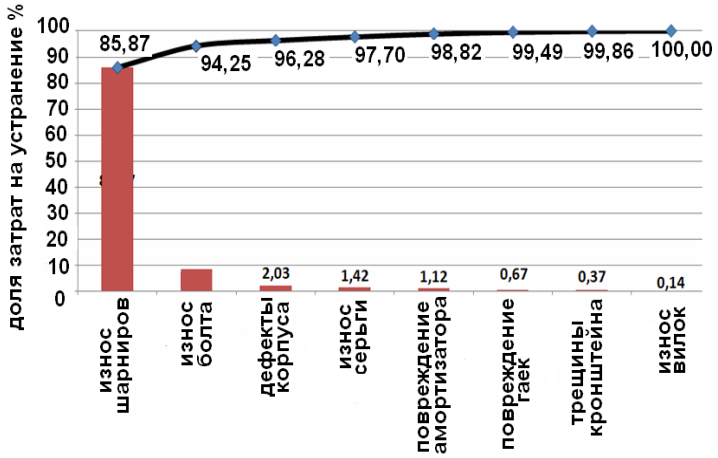


Рис. 4. Кривая Парето по стоимости устранения отказов

Как видно из полученных данных, наиболее затратным и часто встречающимся отказом является износ шарнирных соединений. При дальнейшем анализе установлено, что в 80% случаев изнашиваются валики подвески, а сопрягаемая поверхность подшипника ШС-40 практически не изнашивается. Таким образом, установлено, что в данном узле наиболее подвержены отказу шарнирные соединения, в частности опорные валики.

Данные валики изготавливаются из стали 20Х, износу подвержена их цилиндрическая поверхность, сопрягаемая с подшипником ШС-40 с добавлением смазки марки Солидол Ж ГОСТ 1033-79 [5].

В наших экспериментах на поверхность образцов из стали 20Х наносилась обмазка из оксиэтилцеллюлозы и порошка ФБХ6-2. Оплавление порошка производилось CO_2 лазером «Комета-М», мощность луча 1400Вт, частота сканирования 200Гц [6]. Были изучены параметры зоны термического влияния, ширина наплавленного слоя составила 8 мм. Толщина слоя составила 0,9…1,1 мм. Исследование поверхностной твердости показало, что твердость наплавленного слоя составляет, 56…59 HRC, тогда как твердость цементованнного слоя до обработки составляла 55 HRC.

Таким образом, установлена возможность применения лазерной наплавки для восстановления деталей подвески редуктора с применением наплавки порошков. Преимущество этого метода в том, что в отличие от традиционной наплавки электродами имеет место минимальное перемешивание наплавляемого материала с материалом подложки, а это в свою очередь способствует тому, что свойства наплавленного слоя определяются составом порошка, а так же режимами лазерной обработки.

Список литературы

1. Э.М. Добровольская. Вагоны метрополитена типов Е и Еж3. Устройство и обслуживание – М.: Информационно-издательский центр «ТИМР». 1996. – 368 с.
2. Федоров Г.В. и др. Подвижной состав метрополитена. Изд. «Транспорт». М.: 1968. - 480с.
3. В.В. Рябенко. Статистические методы сбора и анализа информации для управления производством и качеством продукции. Л.: 1992. - 92с.
4. Х. Кумэ: Статистические методы повышения качества. Пер. с англ. – М.: Финансы и статистика. 1990. - 75с.
5. Руководство по эксплуатации вагонов метрополитена моделей 81-717.5 и 81-714.5. АО «Метровагонмаш». М.: Транспорт. 1993. - 520 с.
6. Бирюков В.П. Промышленное применение CO_2 лазеров для наплавки, упрочнения и точного раскроя листового материала. //Тяжелое машиностроение. 2006.- №4.- С.25-28.

УДК 621.9.048.7

МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ НАМОТКИ И ВЫКЛАДКИ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА СТАНКАХ С ЧПУ НА ОСНОВЕ КОМПЕНСАЦИИ СКОРОСТНЫХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ОШИБОК

METHODS OF HEIGHTENING OF EXACTITUDE OF WINDING AND THE CALCULATION OF COMPOSITE MATERIALSON MACHINE TOOLS WITH CNC ON THE BASIS OF COMPENSATION OF HIGH-SPEED AND DYNAMIC ERRORS

Бугров Ю. Н.
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, РФ)

В статье рассматриваются методы повышения точности намотки и выкладки композиционных материалов на станках с ЧПУ, на основе формирования и ввода сигналов компенсации скоростных и динамических ошибок в регулирующие контуры приводов, причем эти методы наиболее оптимально решаются в комплексе с применением методов инвариантного управления и нелинейного программирования движений по координатам.

Ключевые слова: *точность, композиционные материалы, следящие привода, координатные оси, станки с ЧПУ, траектория витков, намотка, выкладка, параметрическая интерполяция, сплайновая интерполяция, инвариантное управление, компенсация ошибок.*

In a paper methods of heightening of exactitude of winding and the calculation of composite materials on machine tools with CNC are considered, on the basis of shaping and lead of signals of compensation of high-speed and dynamic errors in governing head loops of drives, and these methods optimal dare in a complex with application of methods of invariant control and nonlinear programming of movements on co-ordinates.

Keywords: *exactitude, the composite materials, watching a drive, coordinate axis's, machine tools with CNC, the trajectory of coils, winding, the calculation, parametric interpolation, spline interpolation, invariant control, compensation of errors.*

Точность намотки и выкладки композиционных материалов (КМ) на станках с ЧПУ определяется, как общими факторами суммарных составляющих технологической погрешностей силовых и температурных деформаций в узлах исполнительных движений, так и, в значительной мере, погрешностью ΔA, которая зависит от принятого способа программирования геометрии в пространстве 3 – х и более координат, их скоростных и динамических составляющих ΔA_j по координатным **j** осям, которые непосредственно зависят от координатных элементов F_{kJ} вектора контурной скорости F_k, постоянного или изменяющегося по траектории нанесения покрытий [1,2].

Погрешность ΔA, вносимую системой программного управления, можно представить в функции отдельных составляющих скоростных и динамических погрешностей, возникающих при движении по координатным осям специализированного оборудования для нанесения КМ

$$\Delta A = f(\Delta A_1, \Delta A_2, \ldots, \Delta A_J) = \sqrt{\sum \Delta_{Aj}^2} \qquad (1)$$

где $\Delta A_1, \Delta A_2, \ldots, \Delta A_J$ - составляющие скоростных и динамических погрешностей следящих приводов при отработке перемещений исполнительными узлами и агрегатами по координатным осям.

Возможность программируемого расчета в ЧПУ и формирования сигналов компенсации скоростных и динамических ошибок, позволяет осуществить движения по координатам при намотке и выкладке изделий с минимальной ошибкой формы.

Количество УТk для опорных координат, а также и дополнительных делений между точками $\mathbf{УТ_k}$, $\mathbf{УТ_{k+1}}$ отдельного участка, определяется принятой нормой погрешности $\mathbf{\Delta A}$ геометрии контура по формуле (1), которая для принятой схемы ее измерения (Рис. 1) при намотке и выкладке КМ на отечественных 5-ти координатных намоточных станках с ЧПУ типа НК устанавливалась в допускаемых пределах по условию [3]:

$$\Delta_A = \sqrt{\Delta_{A1}^2 + \Delta_{A2}^2 + \Delta_{A3}^2 + \Delta_{A4}^2 + \Delta_{A5}^2} \le \pm 1 мм \qquad (2)$$

где $\mathbf{\Delta A_1 = (ex_1 + ex_2)Kx_{12}}$ – составляющая скоростной ошибки $\mathbf{ex_1}$ и ошибки от ускорения $\mathbf{ex_2}$ поперечного движения каретки раскладчика по координате **X;**

$\mathbf{\Delta A2 = (ez_1 + ez_2)\ Kz_{12}}$; – составляющая скоростной ошибки **ez1** и ошибки от ускорения **ez2** продольного движения всего раскладочного узла по координате **Z;**

$\mathbf{\Delta A3 = (ec_1 + ec_2)\ Kc_{12}}$; – составляющая скоростной ошибки **ec1** и ошибки от ускорения **ec2** при вращении оправки по координате **C;**

$\mathbf{\Delta A4 = (eA_1 + eA_2)\ KA_{12}}$; – составляющая скоростной ошибки $\mathbf{eA_1}$ и ошибки от ускорения **eA2** при повороте раскладочного ролика вокруг оси параллельной координате **X;**

$\mathbf{\Delta A5 = (eB_1 + eB_2)\ KB_{12}}$; – составляющая скоростной ошибки $\mathbf{eB_1}$ и ошибки от ускорения $\mathbf{eB_2}$ при повороте раскладочного ролика вокруг оси параллельной координате **Y.**

Коэффициенты $\mathbf{K_{j12}}$ определяются по типоразмеру станков и составляют: $\mathbf{K_{j12}} = 1$ для линейных координат **X, Z** и $\mathbf{K_{j12} = 2\pi\ r_j\ /\ 360}$ для угловых координат **C, A, B** при известных радиусах кривизны **rj** (Рисунок1).

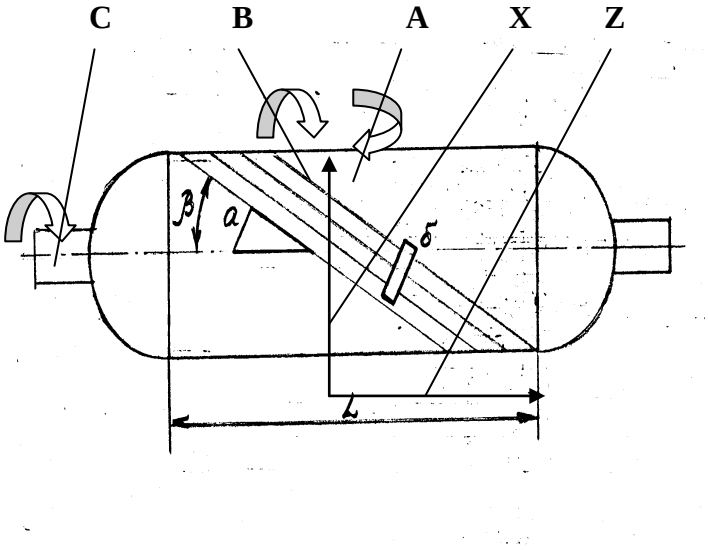


Рис. 1. Схема измерения в координатах X, Z, A, B, C геометрических параметров намотки витка на изделии типа «Баллон».

Коэффициенты $\mathbf{K_{j12}}$ определяются по типоразмеру станков и составляют: $\mathbf{K_{j12}} = 1$ для линейных координат **X, Z** и $\mathbf{K_{j12} = 2\pi\ rj\ /\ 360}$ для угловых координат **C, A, B** при известных радиусах кривизны $\mathbf{r_j}$.

Например, допускаемая точность $\mathbf{\Delta A}$ например, на станках типа НК 1,6 – 8, составляла величину $\mathbf{\Delta A} \le \pm 1$ мм. С применением новых технологий управления намоткой и выкладкой, этот показатель может быть установлен до величины $\mathbf{\Delta A} \le \pm 0{,}25$ мм, т.е. в пределах точности кромки КМ.

При контроле используется шаблон **a,** с измерением стабильности укладки витка **ΔA** не менее чем 10 витков через каждые 500 мм по направлению витка с определением следующих параметров:

L – длина цилиндрической части общего поля измерений;

β – угол намотки на цилиндрической части, равен **β = 30 ° +/- 2 °;**

ΔA – отклонения определяется по формулам:

верхнее значение (+) **ΔA = a max – a cp,**

нижнее значение (–) **ΔA = a min – a cp;**

где **a max, a min** – наибольшее и наименьшее расстояние между витками,

a cp – среднее арифметическое расстояние между витками в сечении.

Например, для координат: ***X, Z*** значение $\mathbf{Кj_{12} = 1}$, соответственно для: оправки ***C*** (**rj** = 250 мм, $\mathbf{Кj_{12} = 2\pi\ rj/360}$ = 2•π •250/360 = 4,36), поворотов раскладчика ***A*** (**rj** = 20 мм, $\mathbf{Кj_{12} = 2\pi\ rj/360}$ = 2•π •20/360 = 0,35), и ролика ***B*** (**rj** = 70 мм и $\mathbf{Кj_{12} = 2\pi\ rj/360}$ = 2•π •70/360 = 1,22).

Учитывая значения $\mathbf{Кj_{12}}$ по всем координатам: ***A, B, C, X, Z,*** и принятое условие точности (2), ошибки приводов $\mathbf{\Delta A_J}$ в каждой из координат не должны превышать величину, порядка ± 0,1мм.

Следовательно, уровень ошибок: скоростных $\mathbf{ej_1}$, и по ускорению $\mathbf{ej_2}$ может допускаться до 0,025 ~ 0,030 мм по каждой из составляющих $\mathbf{\Delta A_j}$.

Очевидно, что эти составляющие $\mathbf{\Delta A_j} \leq 0{,}03$ мм практически недостижимы в реально используемых приводах следящих координат с подчиненным регулированием каждого контура, где добротность по скорости не превышает значений 30 ~ 35, а по ускорению 70 ~ 90 [3].

Для рабочих скоростей **Fjmax = 24000 мм/мин**, постоянных ускорений **Ajmax = 800 мм/с²** [4]: **,** с достаточно высокой добротностью $\mathbf{Kvj_1 = 35}$, и времени переходных процессов $\mathbf{t_{рт} = 0{,}25\ c,}$ возможные ошибки этого типа, могут составить, например:

Скоростные $\mathbf{ej_1 = Fjmax/Kvj_1 \cdot 60}$ = 24000/35•60 =11,43 мм;

От ускорений $\mathbf{ej_2 = Ajmax \cdot tрт\ ^2/2}$ = 800•0.25²/2 = 25 мм

Намотка на станке, НК 1,6 – 8, осуществляется в пространстве координат **X, Z, A, B, C,** при этом, геометрия витка может определяться радиусами кривизны траектории до 300 ~ 500 мм и более, поэтому общее число УТ может составить 1500 ~ 2500 точек или линейных отрезков **ΔLi,** программируемых для различных витков с **n** контурами **Lon**.

При изменении траектории с углом излома более 10 ~ 15 град, эта динамика приводит к ударам в узлах раскладчика и нарушению точности укладки ленты.

Например, при переходе с ускорением **Ajmax** от одного кадра к другому, с изломом прямых линий с углом $\mathbf{\alpha_{12}}$, ошибка формы $\mathbf{\xi_{12}}$ для $\mathbf{t_{12}}$ = 0,23 ~ 0,25 с, может составить недопустимую величину (Рисунок 3):

$$\mathbf{\xi_{12} = (1 - \cos^2 \alpha 12) \cdot Ajmax \cdot (t_{12})^2/2} \quad (3)$$

$$\mathbf{\xi_{12} = (1 - \cos^2 15) \cdot 800 \cdot 0{,}2^2/2 = 27{,}3\ мм}$$

$$\mathbf{t_{12} = tрт \cdot \nabla F_{кi+1} / F_{кп}} \text{ – время переходного процесса} \quad (4)$$

где $\mathbf{A_{jmax} = 800\ мм/с^2}$ – максимальное ускорение при изменении скорости на величину $\mathbf{\nabla F_{кi+1} = \sqrt{(\nabla F_{xi+1}^2 + \nabla F_{zi+1}^2)}}$;

$\mathbf{F_{кп}}$**=24000 мм/мин** – номинальное значение контурной скорости на траектории, при ступенчатом изменении контурной скорости $\mathbf{\nabla F_{кi+1}}$ от $\mathbf{F_{кi}}$ к $\mathbf{F_{кi+1}}$ (Рисунок 2)**;**

$\mathbf{t_{рт}}$ **–** время пуска /торможения с $\mathbf{F_{кп}}$ для высоко моментных приводов.

Если воспользоваться методами инвариантного регулирования в контурах каждого из приводов координатных осей, то компенсация скоростных и динамических погрешностей может осуществляться при дополнительном вводе и последующем сложении управляющих сигналов $\mathbf{Uj_{11}}$, $\mathbf{Uj_{21}}$ и сигналов компенсации $\mathbf{Uj_{12}}$, $\mathbf{Uj_{22}}$ ошибок рассогласования **ej1, ej2** на основе уравнений для каждой из координат **j** (7, 8):

$$\mathbf{U_{j11} = (e_{j1}\ K_{vj1} + U_{j12})\ K_{cj1} = (e_{j1}\ K_{vj1} + VFF_j)\ K_{cj1}} \quad (5)$$

где $\mathbf{K_{vj1} = F_j / e_{j1}}$– добротность по скорости $\mathbf{F_j}$ следящего привода;

$\mathbf{K_{cj1}}$ – коэффициент преобразования скоростного сигнала на привод;

$\mathbf{U_{j12} = VFF_j}$ – сигнал скоростной компенсации;

$$\mathbf{U_{j21} = (e_{j2}\ K_{aj2} + U_{j22})\ K_{cj2} = (e_{j2}\ K_{aj2} + AFF_j)\ K_{cj2}} \quad (6)$$

где $\mathbf{K_{aj2} = A_j / e_{j2}}$ – добротность по ускорению **Aj** следящего привода;

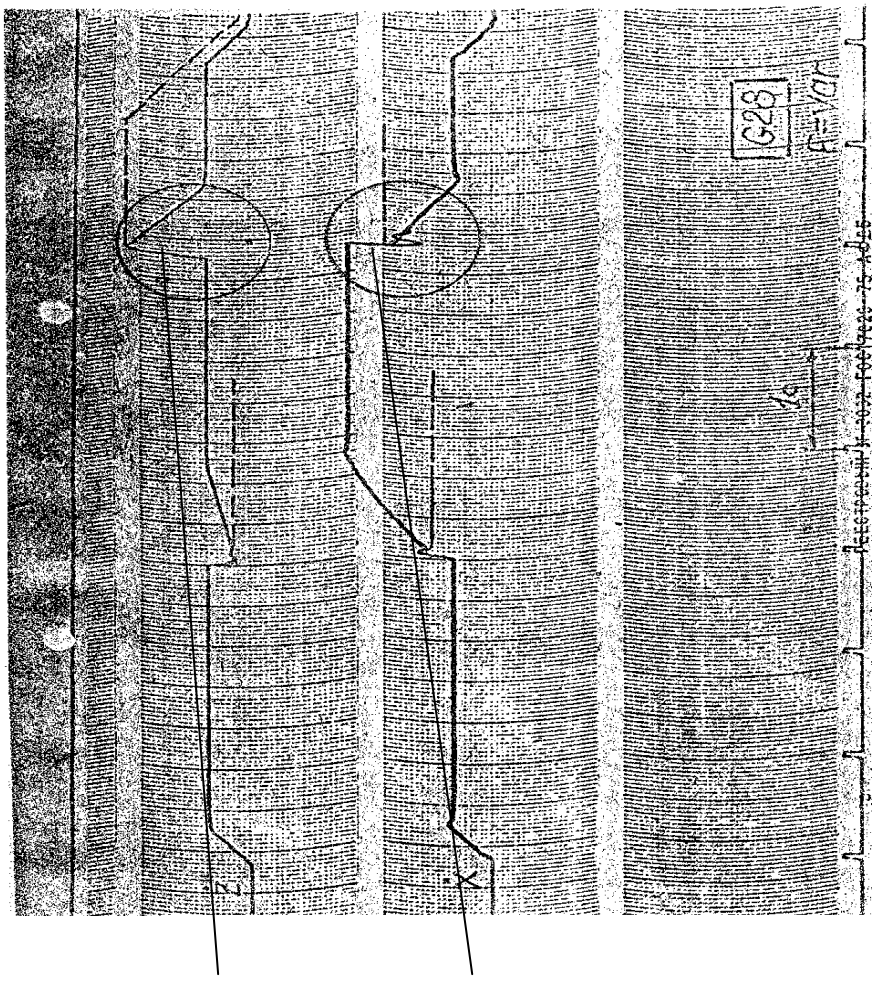
$\mathbf{K_{cj2}}$ – коэффициент преобразования сигнала ускорения $\mathbf{U_{j22}}$ ЦАП на привод;

$\mathbf{U_{j22} = AFF_j}$ – сигнал компенсации по ускорению.

Например, для компенсации скоростных $\mathbf{e_{j1}}$ и ошибок по ускорению $\mathbf{e_{j2}}$, с ограничением их до уровня **0,025 ~ 0,03 мм**, а также при значениях добротностей $\mathbf{K_{vj1}}$ **= 30 ~ 35**, $\mathbf{K_{aj2}}$ **= 70 ~ 90**, и установленных параметров номинальных режимов управления: $\mathbf{K_{cj1} = K_{cj2} = 0{,}9}$; $\mathbf{U_{j11} = U_{j21} = 10\ v}$, значения сигналов компенсации составляют:

$\mathbf{VFF_j = U_{j11} / K_{cj1} – e_{j1}\ Kv_{j1} = 10/0{,}9 - 0{,}03 \cdot 35 = 10{,}06\ v}$

$\mathbf{AFF_j = U_{j21} / K_{cj2} – e_{j2}\ Ka_{j2} = 10/0{,}9 - 0{,}03 \cdot 90 = 8{,}41\ v}$



G28: **∇Fz** **∇Fx** (ускорение – торможение)

Рис. 2. Осциллограмма скоростей **Z´ , X´** по координатам

где **G28 –** функция изменения скорости при смене кадра с допускаемым ускорением

Z´ , X´ - скорости по координатам **Z, X**

∇Fz ,∇Fx - изменение скоростей по координатам **Z, X**

Применение такого метода компенсации ошибок, позволяет их ограничить до уровня ≤ 0,03 мм, повысить точность **ΔA**, с учетом (2), геометрии контура в несколько раз:

$$\mathbf{\Delta A = \sqrt{(1 \cdot 0{,}03)^2 + (1 \cdot 0{,}03)^2 + (4{,}36 \cdot 0{,}03)^2 + (0{,}35 \cdot 0{,}03)^2 + (1{,}22 \cdot 0{,}03)^2)} = \pm\ 0{,}25 мм}$$

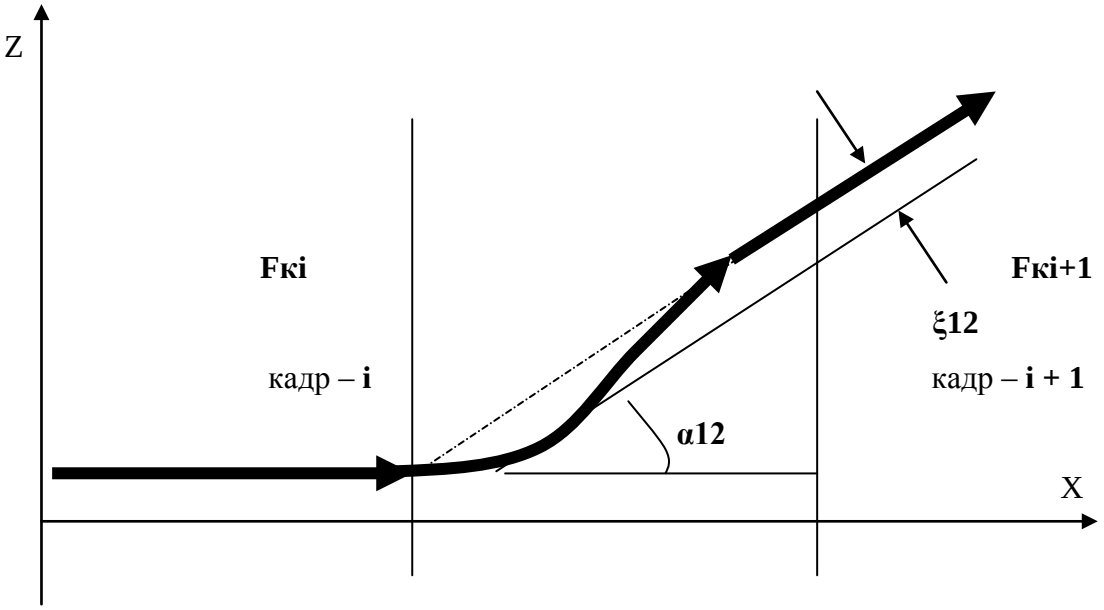


Рис. 3. Траектория в режиме G01(линейная интерполяция ЛИ)
с переходом от кадра **i** на кадр **i +1**

Указанные выше особенности намотки существенно меняют условия использования различных типов интерполяции, в основе рассчитанных на в металлообрабатывающем оборудовании.

Например, в случае интерполяций известных типов: ЛИ, «Сплайн», КУБ, это касается вычисления компенсирующих поправок $\mathbf{e_{j1}, e_{j2}, \xi_{12}}$.

Формирование динамики управления по координатам, а именно вычисление сигналов компенсации основных ошибок, например по скорости и ускорению в контурах управления приводами каждой из координат, может осуществляться лишь при полном определении коэффициентов **Aji** для всех параметрических уравнений 3 - го порядка движений по координатам **Xj(t)**.

$$\mathbf{X_j(t) = A_{j1}\, t + A_{j2}\, t^2 + A_{j3}\, t^3} \qquad (7)$$

$$\mathbf{X_j(t) = A_{j0} + A_{j1}\, t + A_{j2}\, t^2 + A_{j3}\, t^3} \qquad (8)$$

Уравнение (7) предполагает относительный отсчет с программированием функции - G91, а уравнение (8) определяет абсолютный отсчет и подготовительную функцию - G90.

В определенном смысле, композиционная технология намотки и выкладки вносит некоторые отличия от обще – принятых условий и режимов управления, например от таковых в металлообрабатывающих станках с ЧПУ.

Процесс намотки ленты на оправку, может рассматриваться как обратный съему стружки инструментом при обработке заготовки. Однако движения узлов раскладчика по эквидистанте, объединяющей все координаты **X, Z, A**, **B** относительно угла вращения оправки **C**, может значительно отличаться от эквидистанты движения центра обрабатывающего инструмента (резца, фрезы, др.) в сравнении с обработкой материалов на металлорежущих станках с ЧПУ.

Следовательно, вопросы повышения точности и производительности для намоточных станков, наиболее оптимально решаются в комплексе с применением методов инвариантного управления в каждом из приводов следящих координат и нелинейного программирования движений по координатам.

Список литературы

1 Бугров Ю.Н. Повышение точности высокопроизводительных станков на основе инвариантного управления приводами следящих координат. Справочник, инженерный журнал.- М.2012. – N1.С21-25.

2 Бугров Ю.Н. Повышение технологической точности и производительности специализированного оборудования с ЧПУ на основе нелинейного программирования и модифицированных сплайн функций. Информатика и технология. Межвузовский сборник научных трудов. - М.:МГУПИ. -2010.- С.40-46.

3 Бугров Ю. Н., Мошков Е. А. Исследование режимов управления следящих приводов намоточного станка НК – 1,6 с CNC (ВЕКТОР – 90, S8600 МС – FAST). Технический отчет по теме 290 – 173. ОКБ СПО «ПРОГРЕСС». 1986. (рукопись) - С.10-47.

4 Бугров Ю. Н., Лизогуб В. А. Основные требования к динамическим параметрам приводов координатных осей специализированного оборудования по условиям их максимальной производительности. Информатика и технология. Межвузовский сборник научных трудов. М.:МГУПИ,-2011.-С.45-49.

УДК 621.9.06 – 529:621.9.014

ПРИМЕНЕНИЕ МУЛЬТИПРОГРАММИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ В РЕЖИМАХ ИНВАРИАНТНОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРИВОДАМИ СЛЕДЯЩИХ КООРДИНАТ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ СТАНКОВ С ЧПУ

APPLICATION OF MULTIPROGRAMMING OF PROCESSES IN CONDITIONS OF INVARIANT CONTROL OF DRIVES OF WATCHING COORDINATES FOR HEIGHTENING OF EXACTITUDE AND PRODUCTIVITY OF MACHINE TOOLS WITH CNC

Бугров Ю. Н.
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, РФ)

В статье анализируются вопросы повышения точности и производительности автоматизированном оборудовании для композиционных технологий, например в намоточных станках, а также в обрабатывающих центрах с ЧПУ, на основе мультипрограммирования процессов в технологических программах для инвариантного управления приводами следящих координат, с использованием параметрического и сплайнового программирования для вычислений и цифровой фильтрации сигналов компенсации.

Ключевые слова: *точность, композиты, следящие привода, координатные оси, станки с ЧПУ, мультипрограммирование, траектория витков, намотка, кубическая интерполяция, сплайновая интерполяция, инвариантное управление, компенсация ошибок.*

In a paper questions of heightening of exactitude and productivity the automized equipment for composite techniques, for example in намоточных machine tools, and also in the treating centers with CNC, on the fundamentals are analyzed multiprogramming of processes in technological programs for invariant control of drives of watching co-ordinates, with use of parametric and spline programming for evaluations and a digital filtration of signals of compensation

Key words: *exactitude, composite materials, the composite techniques, watching a drive, coordinate axis's, machine tools with CNC, the trajectory of coils, winding, cubic interpolation, spline interpolation, invariant control, compensation of errors.*

Одним из направлений повышения точности и производительности в автоматизированном оборудовании для композиционных технологий (КТ), например в намоточных станках, а также в обрабатывающих центрах с ЧПУ, является мультипрограммирование динамических процессов, в каждом из которых, одновременно управляется несколько координат, как независимо, так и с дополнительной их синхронизации во времени.

В таком мультипроцессорном режиме можно совмещать, как интерполяцию при вычислениях контура обработки изделий, так и расчетно-технические задачи, например, поддерживать стабилизацию натяжения ленты, при ее намотке или выкладке, геометрическую коррекцию формы витков, а также обрабатывать цифровую фильтрацию сигналов измерения и дополнительных сигналов компенсации различных ошибок, возникающих в приводах следящих координат.

Для следящих приводов, где основной принцип организации - подчиненное управление в контурах регулирования, заложены и недостатки, основными из которых является – зависимость внутреннего контура, например контура скорости от контура перемещения, контура ускорения, соответственно от контура скорости. Этот принцип приводит к необходимости компенсации, как скоростных, так и динамических ошибок, накапливаемых при ускорениях и в переходных режимах.

Сигналы компенсации не могут быть определены в контурах регулирования, так как управление от УЧПУ опережает текущие сигналы подчиненного регулирования внутри каждого контура, а скорости и ускорения формируются устройствами их задания в УЧПУ, подчиняясь принятой интерполяции контура обработки изделия [1].

Здесь можно отметить и определенные технические сложности получения сигналов компенсации скоростных и динамических ошибок, например, на основе дифференцирующих устройств (ДУ), которые рекомендуются дополнительно встраивать для получения производных, в контуры регулирования приводов.

Такие звенья, как ДУ, в которых для формирования первых, вторых и других производных от сигналов управления, требуются достаточно гибкая перестройка их постоянных времени в диапазоне до 1000~10000, так как распределение частот для сигналов компенсации может охватывать полосу 0,1 ~ 1000 Гц.

При аппаратной настройке это практически неосуществимо, а в программируемых элементах настройки приводов диапазон изменения постоянных времени не превышает 100.

Необходимо учитывать и случайное распределение сигналов управления приводами, которые формируются при интерполяции в УЧПУ, причем смена кадров и частота интерполяции могут меняться от долей герца до 5 ~ 10 кГц. В этих условия необходимо дополнительное сглаживание или фильтрация сигналов управления.

Например, цифровая фильтрация, возможна при условии программирования сигналов управления и математического аппарата их обработки в параметрах УЧПУ, а также свободного обращения к ним в технологических программах (ТП) по командам ввода/вывода элементов компенсации (скорости, ускорения, импульсов движения) [2].

С применением модифицированного сплайна «Сплайн - М», с динамическим распределением узловых точек (УТк) во времени, параметры скоростной и динамической компенсации должны вычисляться в синхронно работающих процессах, отдельно для каждой координаты. В них реализуются также и расчеты характеристик цифровой фильтрации, параметры управляющих сигналов, а также их ввод и вывод в контуры регулирования привода следящих координат.

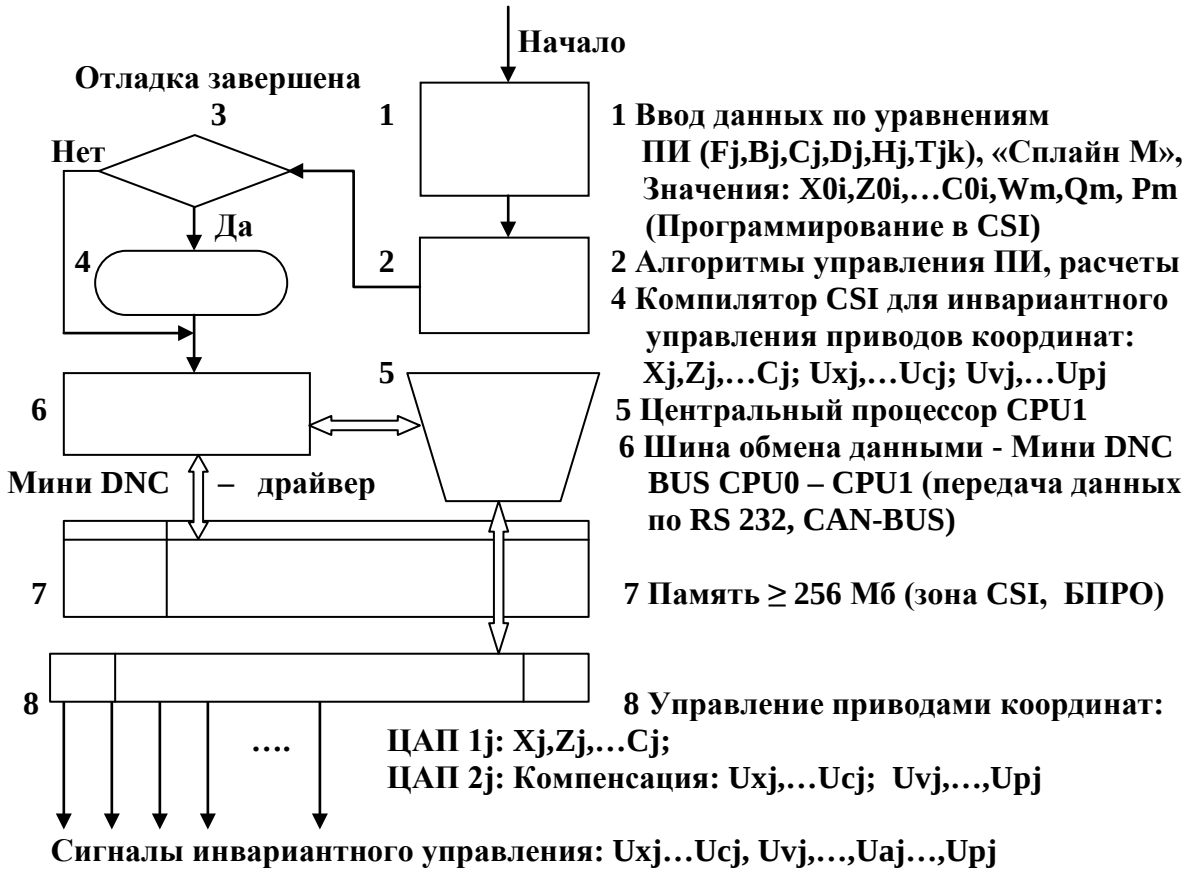
Для современных УЧПУ, в их структурах обеспечивается определенный набор мультипроцессов Мр1, Мр2, … Мрn, дополнительно программируемых, как на отработку задач ТП, так и для модификации принятого способа интерполяции, вычисления параметров и цифровой фильтрации сигналов управления.

Алгоритм реализации такого подхода с отработкой программ намотки и управлением в режимах: параметрической интерполяции (ПИ), «Сплайн - М», параметров инвариантного регулирования в приводах, а также цифровой обработки сигналов компенсации (Рисунок 1), объединяет здесь поставленные задачи.

Алгоритм программы для формирования мульти процессов, например Мр 1, … ,Мр11, Мр12, Мр13, …. Мр24, рассчитан например, для решения задач установленного набора интерполяций: ПИ, «КУБ», «Сплайн – М», для расчета сигналов компенсации, их цифровой фильтрации для инвариантного управления приводами координат,

непосредственно в устройстве числового программного управления (УЧПУ), например S9, S10, NC110, Альфа, FLEX NC.

Обслуживание программ управления и обработки сигналов, диспетчерских и других задач, размещено в 24 – ти параллельно работающих мульти процессах.



Рис/1 – Алгоритм расчета элементов и параметров регулирования и компенсации в мультипроцессорном режиме с инвариантным управлением в CNC S9600F, S10 с компилятором CSI

Программное обеспечение (ПРО) в УЧПУ состоит обычно из двух основных частей: базовое БПРО и специализированное СПРО, которое встраивается в операционную систему (ОС) и далее компилируется при отладке программ.

Например, в УЧПУ NC110, S8600, S9, S10 можно использовать СПРО на основе специализированного языка CSI, что позволяет обеспечить мультипрограммное управление процессами, где в каждом процессе решаются свои задачи:

Процессы: 1, … 8. Расчетно-аналитические задачи управления каждой из 5 ~ 8 – ми координат (по числу процессов) для всех видов интерполяции;

Процесс 9. Внесение коррекции на форму витков (растяжение или сжатие),

Процесс 10. Подготовка (компиляция) кадров, их контроль по содержанию и с принятыми стандартами;

Процессы: 11, … 18. Диспетчер управления режимами;

Процесс 19. Ввод - вывод данных по каналам внутреннего и внешнего интерфейсов, команд управления и передачи сигналов ускоренных процедур,

Процессы: 20, 21, 22, 23, 24. Управление арифметико-логическими сигналами электро – автоматики и вспомогательного оборудования (запись натяжения, температуры, др.).

Мультипрограммное управление может быть представлено на более гибком уровне с применением процессоров: одного центрального – **CPU0** и нескольких специализированных – **CPU1,..,CPUn**, имеющих собственное базовым БПРО с необходимыми, и рассмотренными выше специализированными дополнениями программного обеспечения – СПРО.

Алгоритм мультипрограммирования в системном ПРО, в расчете на 24 процесса – MpI , Mp2, Mp3, ... Mp24 (Рисунок 1) может быть реализована также и в нескольких вариантах: а) с одним процессором **CPU1** (одноплатный на уровне процессора P IV); б) с двумя процессорами: центральный - **CPU0** и специализированный - **CPU1**, например в УЧПУ типа: NC 110M, S8600, S9, S10, ПИМАК 3M, Альфа, FLEX NC.

При использовании двух процессоров **CPU0** и **CPU1**, на центральный **CPU0** возлагается большая часть функций обычного персонального компьютера (PC), располагающего средствами автоматизации проектирования и технологического программирования CAD/CAM/CAPP. Дополнительно - накопление и модификация массива технологических данных, ТП в библиотеке программ пользователя.

На **CPU1** – задачи расчетно – вычислительного уровня, такие как интерполяция, коррекция формы траектории намотки, управление приводами и технологическими режимами.

Для задач программирования электро автоматики (ЭЛА) например, в цикле смены агрегатов намотки на агрегат выкладки может использоваться, аппаратно отдельный, или встроенный в СПРО вариант программируемого логического контроллера PLC.

В качестве примера мультипроцессорного разделения и динамического программирования, принята ТП 1 («Сфера») для отработки сферической поверхности, в которой расчетные данные координат и параметров приведены в таблице 1.

В этой ТП 1 формообразование поверхности ведется по узловым точкам (УТк) интерполяции одного вида, например ЛИ или другой, в форму параметрической интерполяции (ПИ) и далее в модифицированный сплайн «Сплайн М» с дополнительной цифровой фильтрацией сигналов.

ТП 1 по двум секторам окружности с радиусом – 500 мм, которые представлены в объеме 4 – х сегментов, определенных по их границам, через соответствующие УТк: $УТ_{00}$, $УТ_{01}$, $УТ_{12}$, $УТ_{23}$, $УТ_{34}$.

Отработка каждого из 4 – х сегментов с углом 45 град для окружности, формируется с делением сегментов на 5 временных составляющих **ΔTji**, что дает возможность рассматривать их как точки виртуальной координаты **V(t).**

Время отработки **Tk (V(t)) = Lk / Fk =** 392.7 / 40 = 9.82 с для каждого сегмента рассчитывается в секундах из условий, например постоянной контурной скорости **Fk** = 2400 мм/мин = 2400/60 = 40 мм /с на постоянной длине сегмента **Lk** = 392.7 мм при движении по всей траектории 2 – х секторов окружности в двух координатах X, Y.

Отработка **X, Y** одновременно с общей для них виртуальной **V(t)**, образует двух координатное пространство сплайновой интерполяции для каждой из осевых координат: **X – V(t), Y – V(t),** и обеспечивается отдельно в своем мульти процессе, соответственно **Mp1,Mp2.** Мультипроцессы работают синхронно, с дополнительными расчетами через параметры **E, Q, P** по составляющим: **X – V(t), Y – V(t),** соответственно для: скоростей **F(E)**, ускорений **a(Q),** импульсов движения **p(P),** принятых в каждом процессе в форме координат.

Расчет и формирование сигналов ведется с заменой реального времени **t**, на виртуальную координату времени **V(t)**, управления по скорости **F1**, ускорения **Q1**,

момента движения **P1** и для **Y2**, соответственно, для сигналов управления по скорости **F2**, ускорения **Q2**, момента движения **P2** определяется расчетами через константы и переменные: **Eii, Qij, Pij** в известном порядке [3], принятом для уравнений ПИ

Реализация ТП1 на станке НК1,6 с мультипрограммированием на основе «Сплайн М» в 2 – х процессах и управление приводами координат **X – Y** через параметры - **Eij, Qjk, Pjk** для текущих значений: **Tik (V(t)), Y21, X11, F11, F21, a11, a21, p11, p21** проведена автором по функциональной схеме, приведенной также в работе [4]

Графические фрагменты отработки параметров сферической формы по ТП 1 показаны в вариантах: а) 2 – х координатной **X – Y** (Рисунок 2, а);
б) по координате **– Y** (Рисунок 2, б); в) по координате **– X** (Рисунок 2, в).

В расчетах ***xji, Fji, aji, pji, Fjk0, Fjk1*** используются уравнения ПИ (1), где в качестве временного параметра **t** принята виртуальная координата времени **V(t)** и условия: для **to = 0** (начало отработки кадра), **tк = T** [мин, с] (конец отработки кадра):

Для $t_0 = 0$: $X_{jk0} = 0$, $F_{jk0} = F_{jк-1} = A_1$ [mm/мин, mm/с],

$X_{jк-1}$, $F_{jк-1}$ - значения перемещений – **X**[mm] и скорости – **F**[mm/мин, mm/с] по координате – X_{jk-1} соседнего кадра – **к**-1 перед расчетным – **к**;

$$xji = Aj3\,V(t)^3 + Aj2V(t)^2 + Aj1\,V(t); \quad (1)$$

$$Fji = dxji/dt = 3Aj3\,V(t)^2 + 2Aj2\,V(t) + Aj1;$$

$$aji = dvji/dt = 6Aj3\,V(t) + 2Aj2;$$

$$pji = daji/dt = 6Aj3.$$

Таблица 1.

Параметры отработки программы ТП 1(Сфера) с интерполяцией типа «Сплайн М» в двух мульти процессах Мр1, Мр2

E190 / V(t)	E110 /X11	E160 /F12	E170 Q1/A12	E180 P1/P12	E210 /Y21	E260 /F22	E270 Q2/A22	E280 P2/P22	Сегмент УТki
0	0	0	0	-0,1	0	40	0	-0,24	10
1,96	6,35	6,4	3,2	-0,1	78	39	-0,51	-0,24	11
3,93	24,9	12,43	2,97	-0,1	154	38	-0,97	-0,24	12
5,89	54,92	18,1	2,79	-0,1	230	35,7	-1,43	-0,24	13
7,86	95,67	23,4	2,6	-0,1	300	32,4	-1,9	-0,24	14
9,82	147,5	28,29	2,41	-0,1	354	28,3	-2,35	-0,24	15
11,78	206,2	32,4	2,23	-0,24	404	23,4	-2,6	-0,1	21
13,8	273,2	35,7	2,12	-0,24	445	18,1	-2,8	-0,1	22
15,71	350	38,1	2,01	-0,24	475	12,5	-2,98	-0,1	23
17,7	421,9	39,5	1,91	-0,24	493,7	6,4	-3,2	-0,1	24
19,64	500	40	1,8	-0,24	500	-0,01	-3,4	-0,1	25
21,6	578,1	39	0	-0,1	493,7	6,4	3,2	-0,24	31
23,56	650	38	-0,51	-0,1	475	12,43	2,97	-0,24	32
25,52	726,8	35,7	-0,97	-0,1	445	18,1	2,79	-0,24	33
27,49	793,8	32,4	-1,43	-0,1	404	23,4	2,6	-0,24	34
29,5	852,5	28,3	-1,9	-0,1	354	28,29	2,41	-0,24	35
31,42	904,33	23,4	-2,35	-0,24	300	32,4	2,23	-0,1	41
33,38	945,08	18,1	-2,6	-0,24	230	35,7	2,12	0,1	42
35,35	975,1	12,5	-2,8	-0,24	154	38,1	2,01	-0,1	43
37,31	993,65	6,4	-2,98	-0,24	78	39,5	1,91	-0,1	44
39,37	1000	-0,01	-3,2	-0,24	0	40	1,8	-0,1	45

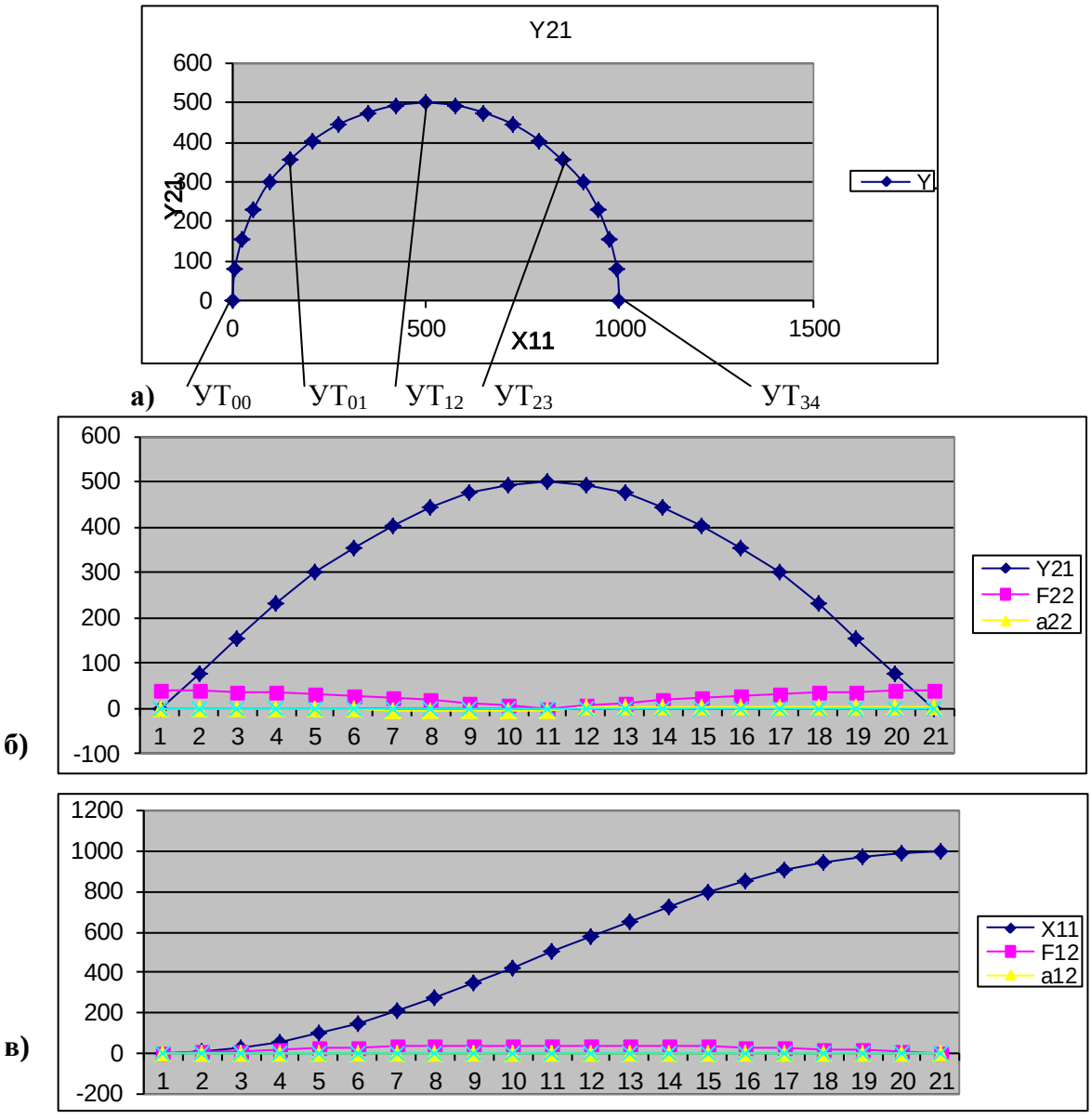


Рис. 2. Графические фрагменты отработки «Сферы» в режимах «Сплайн М»
а) 2 – х координатной **X – Y**; б) по координате **Y**; в) по координате **X**

Таким образом, применение в системах управления многопроцессорных режимов для задач повышения точности и производительности в намоточном и выкладочном и другом оборудовании с ЧПУ может быть реализовано на основе:

- мультипрограммирования процессов в ТП для инвариантного управления приводами следящих координат, с использованием параметрического и сплайнового программирования для вычислений и цифровой фильтрации сигналов компенсации;
- программного обеспечения мультипроцессорного управления на основе ОС CSI, например в УЧПУ S8600, S9, S10, с необходимыми дополнениями в отечественных УЧПУ типа: NC110M, «Альфа 5М», FLEX NC при расчете элементов и параметров ПИ, «Сплайн М» и других интерполяций;
- объем и последовательность ТП для решения задач применения мультипроцессорных режимов, показанный на примере ТП1 «Сфера», вполне приемлем для выполнения задач мультипроцессорного управления с вычислением параметров ПИ, «Сплайн М» и других режимов, например в отечественных УЧПУ типа «Альфа», NC 110, FLEX NC др.

Список литературы

1 Бугров Ю. Н., Мошков Е. А. Исследование режимов управления следящих приводов намоточного станка НК – 1,6 с CNC (ВЕКТОР – 90, S8600 MC – FAST, S9): Технический отчет по теме 290 – 173. ОКБ СПО «ПРОГРЕСС». 1986. (рукопись). С.10-47.

2 Бугров Ю.Н. Цифровая фильтрация сигналов управления и контроля в системах управления технологическим оборудованием и специализированными станками // Научные труды международной научно – практической конференции «Фундаментальные проблемы и современные технологии в машиностроении». М.: Машиностроение. 2010. С.347-353.

3 Бугров Ю.Н. Повышение технологической точности и производительности специализированного оборудования с ЧПУ на основе нелинейного программирования и модифицированных сплайн функций // Информатика и технология. Межвузовский сборник научных трудов. М.:МГУПИ. 2010. С.40-46.

4 Бугров Ю.Н. Повышение точности высокопроизводительных станков на основе инвариантного управления приводами следящих координат // Справочник: Инженерный журнал. 2012. №1. С.21-25.

УДК 669.017:620.22+621.8.031.6

ВЛИЯНИЕ ИСХОДНОГО СОСТОЯНИЯ МАТЕРИАЛА НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА МОДИФИЦИРОВАННОГО ЛАЗЕРНЫМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛИ

THE INFLUENCE THE INITIAL CONDITION OF THE MATERIAL ON THE STRUCTURE AND PROPERTIES OF THE ITEM'S SURFACE LAYER MODIFIED BY LASER ACTION

Бутенко В.И., д. т. н.
(Южный федеральный университет, технологический институт в г. Таганроге, Россия)

Приведены результаты исследования влияния исходного состояния материала поверхностного слоя детали на изменение его структуры и свойств после лазерного воздействия и определены рациональные режимы поверхностного модифицирования лазерным облучением деталей трибосистемы, обеспечивающие им требуемую работоспособность.

***Ключевые слова**: состояние, структура, свойства, упрочнение, поверхностный слой, термообработка, модифицирование, лазерное облучение*

The results of research the influence of the materia's initial condition, which is the detal's surface layer, to the changing of it's structure and properties after laser action are shown and rational modes of surface modification by laser irradiation the tribosystem's details are determined, that ensured their required working capacity.

***Key words**: condition, structure, properties, hardening, surface layer, heat treatment, modification, laser irradiation*

Вопросам влияния начального состояния материала поверхностного слоя деталей на формирование кластерных наноструктур при трении уделено достаточно много внимания в работе [1]. Однако широкое применение в практике создания высоконадёжных трибосистем различных способов обработки деталей высокоскоростными потоками энергии [2], в том числе с локальным высокоэнергетическим воздействием на упрочняемую поверхность, требует дополнительной информации о влиянии исходного состояния материала на структуру и физико-механические свойства поверхностных слоёв деталей после обработки их высокоскоростными потоками энергии, например, лазерной, электронно-лучевой, электроискровой обработкой, или ионно-плазменным напылением. Основной особенностью такого высокоэнергетического воздействия на обрабатываемую деталь является формирование на упрочняемой поверхности неравновесных метастабильных структур, что позволяет существенно повысить твёрдость и износостойкость поверхностей [3].

Предварительными исследованиями установлено [1, 4, 5], что при одинаковых режимах лазерной (так же как и электронно-лучевой) обработки твёрдость упрочнённого слоя выше для сталей, прошедших предварительную закалку. По-видимому, увеличение толщины слоя при упрочнении предварительно закалённой стали обусловлено различной теплопроводностью её структурных составляющих. В связи с этим представляет практический интерес исследования влияния предварительной объёмной термообработки деталей из различных конструкционных сталей на структуру и физико-механические свойства материала поверхностного слоя после воздействия на него высокоскоростного потока энергии (в данном случае – лазерной обработки).

Исследования по модифицированию материала поверхностного слоя деталей с использованием лазерного воздействия выполнялись на цилиндрических образцах из конструкционных сталей 45 и 40Х диаметром 30мм и длиной 240мм. Предварительно исследуемые образцы подвергались закалке и отпуску при различных температурах в соответствии с данными, приведёнными в табл. 1.

Таблица 1

Режимы объёмной термообработки исследуемых сталей

Марка стали	Режимы закалки		Твердость HRC	Температура отпуска, °С	Твердость HRC
	температура нагрева, ^{0}С	среда охлаждения			
45	820	вода	55	400	34
40Х	850	масло	54	400 (режим 1) 500 (режим 2) 600 (режим 3)	37 32 22

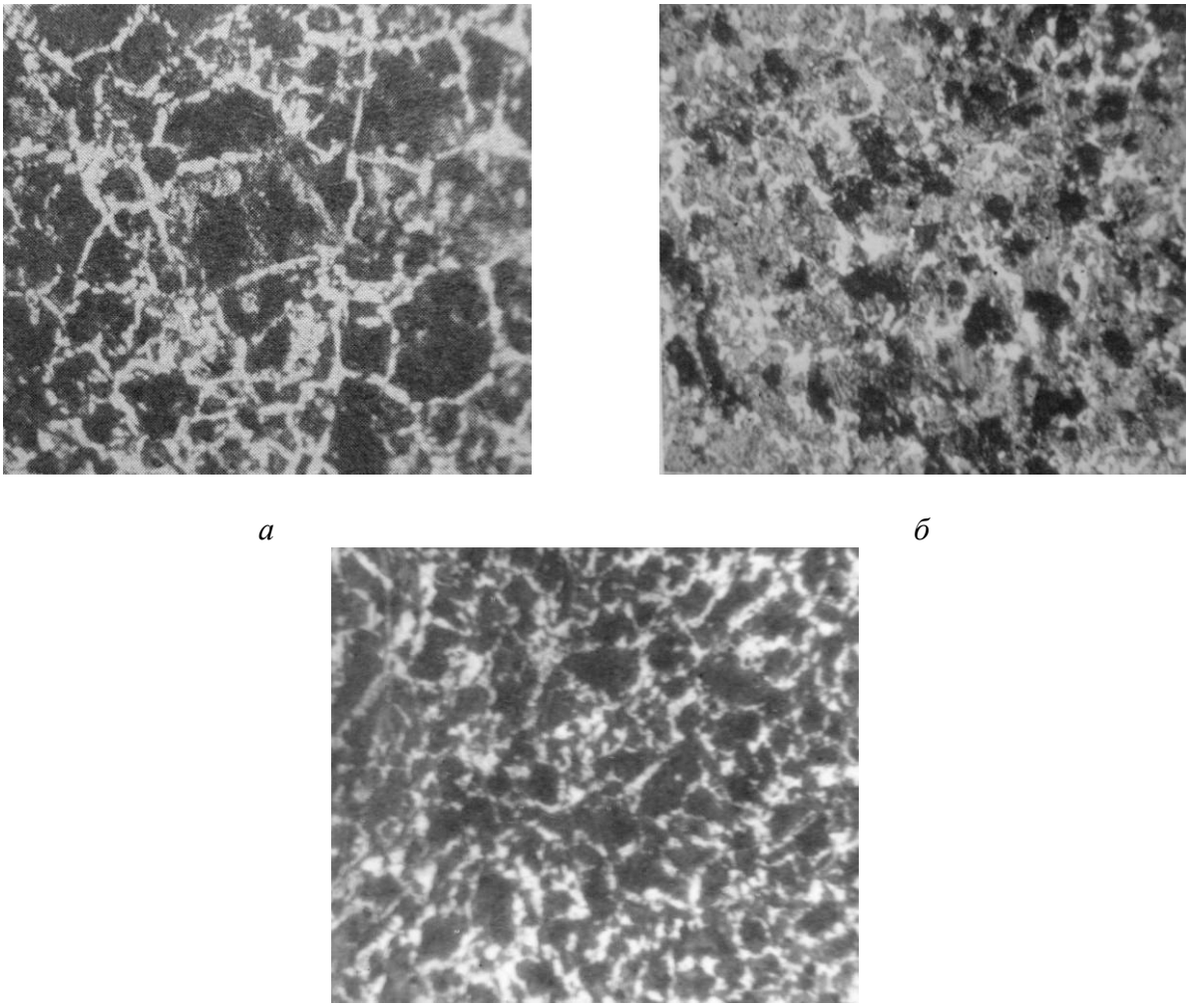
После объёмной термообработки образцы подвергались поверхностному упрочнению с использованием CO_2-лазера непрерывного действия «Комета-2» мощностью 1 кВт. Были приняты следующие режимы обработки (без оплавления): диаметр луча 6мм, скорость перемещения луча 10, 13,3 и 16,5 мм/с.

Для изучения структуры материала поверхностного слоя исследуемые образцы подвергали шлифованию, полированию и травлению, используя 4-х процентный раствор азотной кислоты в этиловом спирте. Исследования микроструктуры полученных шлифов проводили на интерференционном металлографическом микроскопе МИМ-4М с цифровой камерой ТКМ и оптическом микроскопе «Микро 200-01». Измерение твёрдости материала поверхностных слоёв образцов выполняли методом Роквелла, а исследование распределения микротвёрдости на поперечных шлифах образцов после лазерного поверхностного упрочнения осуществляли с помощью микротвёрдомера ПМТ-3М с нагрузкой на индентор 1 Н (100г).

Установлено [5], что в исходном состоянии сталь 45 имеет мелкозернистую ферритно-перлитную структуру, соответствующую 8–9 баллам по ГОСТ 5639-82. Для улучшения структуры образцы из этой стали подвергали объёмной закалке и отпуску до твёрдости HRC 34…36. На рис. 1, *а* представлена микроструктура стали 45 после её закалки до температуры 820^{o}С. Как следует из этого рисунка, сталь характеризуется мартенситной структурой с выделениями цементита по границам бывшего аустенитного зерна. При этом размер аустенитного зерна соответствует 4 баллу по ГОСТ 5639-82. После отпуска при температуре 400^{o}С микроструктура стали 45 соответствует сорбиту отпуска, состоящего из феррита и карбитов (рис. 1, *б*).

Сталь 40Х в исходном состоянии имеет полосчатую структуру, состоящую из пластинчатого перлита с ферритной сеткой по границам зерен, имеющих размер 5 баллов по ГОСТ 5639-82. По-видимому, полосчатая структура стали 40Х обусловлена ликвацией легирующих элементов при выплавке [5], а в обедненных ферритом полосах располагаются вытянутые вдоль направления прокатки включения сульфидов железа и марганца.

На рис. 2, *а* показана микроструктура стали 40Х после объёмной закалки при температуре 840-860^{o}С. В этом состоянии сталь 40Х характеризуется мелкоигольчатой мартенситной структурой с размером зерна, соответствующим 7-8 баллам по ГОСТ 5639-82. Полосчатость структуры стали после объёмной закалки сохранилась. На рис. 2, *б – г* показана структура стали 40Х после отпуска, проведенного при различных температурах (табл. 1). Установлено, что с повышением температуры отпуска игольчатость мартенсита уменьшается, а при температуре 600^{o}С мартенсит распадается на феррит с карбидами и образуется сорбит отпуска. При этом полосчатость структуры исчезает, что благоприятно должно сказаться на эксплуатационных свойствах поверхностного слоя деталей трибосистем.



а *б*

в

Рис. 1. Микроструктура стали 45 в исходном состоянии (*а*), после объёмной закалки (*б*) и после отпуска при температуре 400°С (*в*) (увеличение 100)

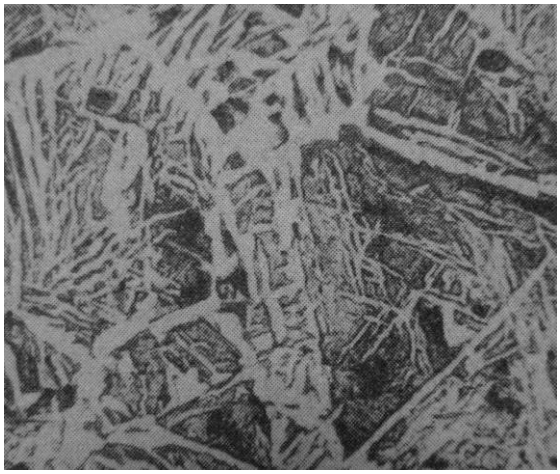
.

Микроструктура стали 45 после предварительной термообработки и поверхностного модифицирования лазерным излучением получается мелкодисперсной, состоящей из нескольких зон (рис. 3). Зона лазерного упрочнения (светлая) имеет глубину порядка 500 - 700 мкм и представляет собой мартенсит закалки с микротвердостью H_v = 740 – 900. Зона термического влияния имеет более темный вид, состоит из феррита и карбитов и имеет микротвёрдость H_v = 350 – 380, а микротвёрдость основы (менее тёмная зона) составляет порядка H_v = 410 – 450. При этом градиент микротвёрдости материала по глубине поверхностного слоя от скорости перемещения луча лазера: более высокий при скорости V = 16,5 мм/с и меньший при V = 10 мм/с.

Микроструктура упрочнённых зон образцов из стали 40Х с предварительной термообработкой после лазерной закалки (светлая зона) получается мелкодисперсная и представляет собой, в основном, мартенсит закалки с включениями карбидов (рис. 4). В целом такая структура обладает достаточно высокой износостойкостью и прочностью.

Анализ выполненных исследований показал, что лучшие результаты по глубине упрочнённого слоя независимо от скорости перемещения лазерного луча могут быть получены для образцов, прошедших предварительную термообработку по режиму 2 (табл. 1). Глубина упрочнённой зоны в этом случае может составлять от 330 мкм до 440 мкм для максимальной и минимальной скорости перемещения луча, соответственно. После лазерного

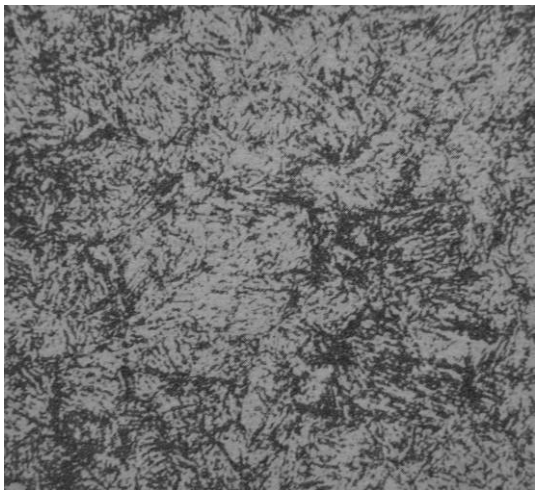
модифицирования образцов из стали 40Х с термообработкой по режиму 1 глубина упрочнённой зоны составляла 500 мкм при V = 10 мм/с, 250 – 280 мкм при V = 13,3 мм/с и около 30 мкм при V =



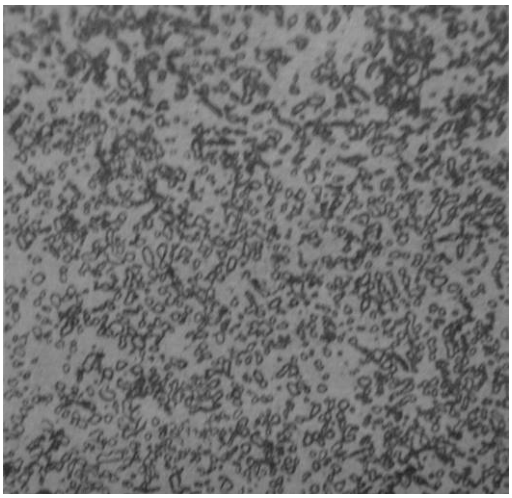
а



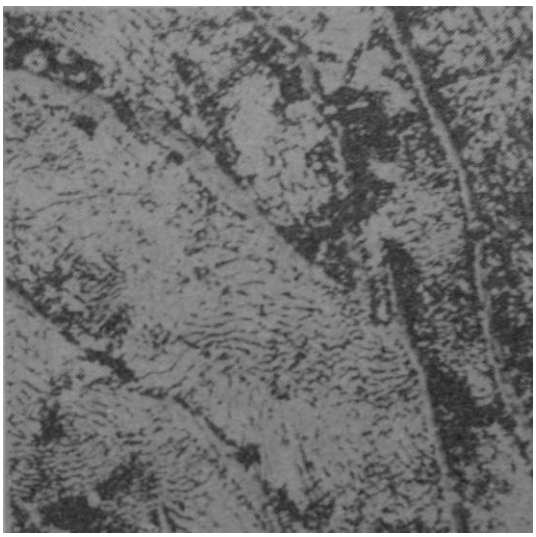
б



в



г



д

Рис. 2. Микроструктура стали 40Х в исходном состоянии (*а*),после объёмной закалки (*б*) и после отпуска при температурах 400°С (*в*), 500°С (*г*) и 600°С (*д*) (увеличение 100)

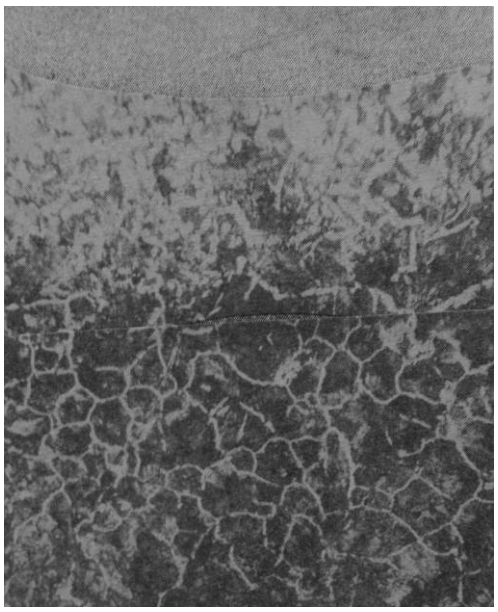
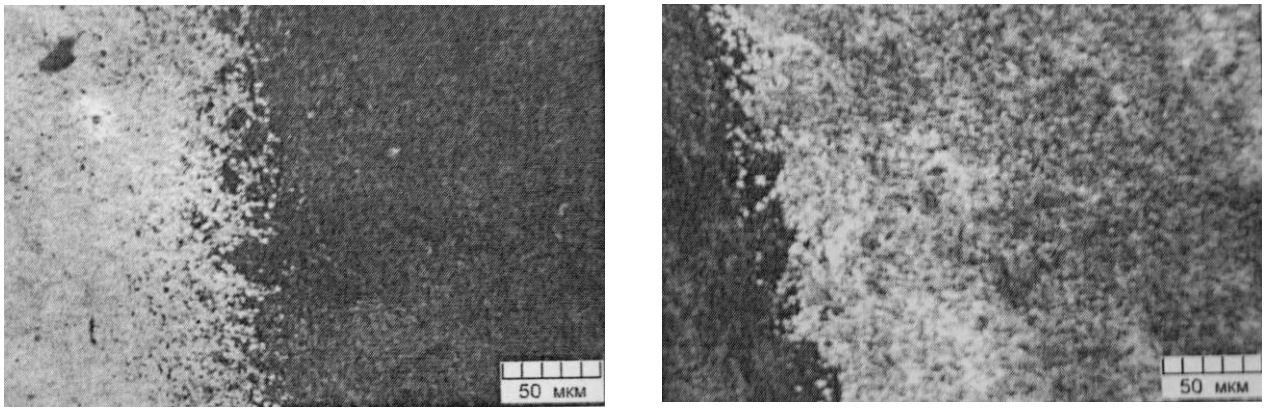


Рис. 3. Микроструктура стали 45 после предварительной термообработки и лазерного поверхностного упрочнения (увеличение 100)



а *б*

Рис. 4. Микроструктура образцов из стали 40Х после предварительной термообработки и лазерного поверхностного облучения (V = 10 мм/с): закалка при температуре 850°С и отпуск при температурах 400°С (*а*), 500°С (*б*) (увеличение 100)

16,5 мм/с, а по режиму 3 – 120 – 150 мкм при V = 10 мм/с, 80 – 120 мкм при V = 13,3 мм/с и 20 – 30 мкм при V = 16,5 мм/с.

Исследования распределения микротвёрдости по глубине упрочнённого слоя в стали 40Х после лазерной обработки показали, что микротвёрдость материала образцов в зоне поверхностного упрочнения составляет H_v = 700 – 800, затем при переходе к основе резко уменьшается до H_v = 280 – 400 в зависимости от режима предварительной термообработки, а также исходного состояния структуры материала поверхностного слоя детали.

Таким образом, выполненные исследования влияния предварительной объёмной термообработки на структуру и твёрдость материала поверхностных слоёв конструкционных сталей 45 и 40Х показали, что оптимальной обработкой является закалка и отпуск при температурах 400 – 500°С, обеспечивающие исходную твёрдость указанных материалов в диапазоне HRC 33…38 и наиболее благоприятную структуру. Лучшие результаты по лазерному упрочнению материала поверхностного слоя могут быть получены при следующих режимах: диаметр луча 6мм, скорость его перемещения по обрабатываемой поверхности детали – 10 мм/с. Получаемые при этих условиях показатели состояния

структуры материала поверхностного слоя наилучшим образом способствуют обеспечению требуемой работоспособности деталей трибосистемы.

На установках для испытания материалов на изнашивание [1] были проведены сравнительные исследования образцов из сталей 45 и 40Х, подвергнутых лазерному облучению при скорости перемещения луча V = 10 мм/с после разных видов предварительной термообработки. Испытания образцов проводились при постоянном давлении контртела из быстрорежущей стали Р6М5 p = 1,5 МПа и скорости скольжения $V_{ск}$ = 0,5 м/с без смазки в течение 30 мин. Установлено, рекомендуемые режимы предварительной термообработки сталей 45 и 40Х позволяет в 2 – 3 раза уменьшить интенсивность изнашивания материала поверхностного слоя деталей, а также практически полностью исключить схватывание контактирущих поверхностей при более высокой дисперсности продуктов износа.

Результаты исследований влияния исходного состояния материала на структуру и свойства модифицированных лазерным воздействием поверхностного слоя были внедрены в производство при восстановлении деталей трибосистем машины непрерывного литья заготовок МНЛ-3, широко используемой в ОАО «Таганрогский металлургический завод», а также дляу упрочнения поверхностей некоторых деталей рабочих органов машин и механизмов сельскохозяйственного и автодорожного назначения (экскаваторов, грейдеров, Ковшов, культиваторов, сошников, борон и т.д.).

Список литературы

1. Бутенко В.И. Научные основы нанотрибологии. Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2010. С. 69 – 84.
2. Семенцев А.М. Массоперенос легирующих элементов в технологических процессах лазерной обработки. М.: ООО Изд-во «Машиностроение-1». 2006. С. 9 – 32.
3. Олещук И.Г., Поболь И.Л., Степанкова М.К., Мурашова И.В., Девойко О.Г. Исследование влияния исходного состояния конструкционных сталей на структуру и физико-механические свойства поверхностных слоёв после лазерного воздействия // Машиностроение и техносфера XXI века: Сб. тр. XIIIV науч.-техн. конф.. Т. 2. Донецк, 2011. С. 282 – 285.
4. Бутенко В.И. Управление нанотрибологическими характеристиками поверхностей тяжело нагруженных опор и подшипников скольжения. Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2011. С. 53 – 75.
5. Бутенко В.И. Структура и свойства поверхностного слоя деталей трибосистем. Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2012. С. 24 – 89.

УДК 621.891:539.2

УПРАВЛЕНИЕ СМАЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТЬЮ МАСЕЛ ПУТЁМ РЕГУЛИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ И СОСТАВА АЛМАЗОПОДОБНЫХ ПОКРЫТИЙ РАБОЧИХ ЭЛЕМЕНТОВ УЗЛОВ ТРЕНИЯ

CONTROL OF OIL LUBRICITY BY THE STRUCTURE AND COMPOSITION OF DLC COATINGS OF WORKING PARTS OF FRICTION UNITS

Буяновский И.А., д.т.н.; Игнатьева З.В., к.т.н., Большаков А.Н. (ИМАШ РАН, Москва, Россия); Левченко В.А., к.ф-м. н; Матвеенко В.Н. (МГУ им. Ломоносова, Москва, Россия)

Современные масла для обеспечения необходимых смазочных свойств включают в свой состав значительное количество химически активных присадок, оказывающих неблагоприятное влияние на экологию. Проведённые исследования показывают, что требуемую смазочную способность маслам могут придать углеродные покрытия-ориентанты (УПО), нанесённые на рабочие поверхности деталей узлов трения.

Ключевые слова: *алмазоподобный углерод, покрытия-ориентанты, смазочная способность масел, узлы трения, коэффициент трения, граничные смазочные слои температурная стойкость*

Modern lube oils to provide necessary lubricity include significant amount of chemically active additives that have a negative impact on the environment. Our studies show that the desired lubricity of oils can give carbon coating-orienters, deposited on the surface of the working parts of friction units.

Keywords: *diamond like carbon, coatings-orienters, lubricity of oils, coefficient of friction, boundary lube layers, temperature stability*

Введение

Как известно, защита поверхностей контактирующих деталей от износа и заедания, а также снижение уровня потерь на трение в подвижных сопряжениях в режиме граничной смазки обеспечивается наличием прочного граничного слоя, разделяющего эти поверхности. Этот слой в зависимости от условий его происхождения может быть либо адсорбционным, либо химически модифицированным. К настоящему времени наиболее глубоко изучен процесс смазки адсорбционным слоем [1,2]. В то же время, смазка адсорбционным слоем в настоящее время эффективна в основном при лёгких и средних уровнях нагружения смазываемого трибосопряжения. Поэтому, для обеспечения смазывания химически модифицированным слоем в состав современных смазочных материалов для достижения требуемых противоизносных, противозадирных и антифрикционных свойств тяжелонагруженных узлов трения вводят значительное количество маслорастворимых химически активных соединений (присадок), содержащих в связанном виде такие элементы, как серу, хлор, фосфор и т.д. При жёстких режимах граничной смазки эти соединения разлагаются, выделяя эти компоненты, или содержащие их активные фрагменты присадок (например, трихлорметильная группа присадки Хлорэф-40). Выделившиеся активные агенты вступают в химическое взаимодействие с поверхностями трущихся тел, образуя на этих поверхностях тончайшие химически модифицированные слои, которые обеспечивают соблюдение положительного градиента механических свойств по глубине деталей (то

есть, реализацию внешнего трения), и, в зависимости от состава присадок и соотношения между скоростью образования этих слоев и скоростью их изнашивания, - противоизносное, противозадирное или антифрикционное действие, а значит, обеспечивая заданные долговечность, надежность и энергосбережение [3]. В то же время, применение масел с химически активными присадками во многих случаях отнюдь не является экологически безопасным [4]. Так, широко применяемые в составе моторных масел дитиофосфорные присадки препятствуют полной очистке выхлопных газов вследствие наличия фосфора, серы и высокого уровня образующейся сульфатной золы и т.д. Кроме того, применение качественных химически активных присадок дорого, так что весьма привлекательной выглядит альтернативная идея: обеспечение повышения эффективности смазочного действия граничного слоя адсорбционного происхождения.

Известно, что эффективность смазочного действия масел в значительной степени определяется уровнем ориентации их активных компонентов на поверхностях трения. В то же время, ориентация молекул масла в граничном слое повторяет структуру поверхности твёрдого тела, на котором этот слой образован [1]. Логичным следствием этого положения является создание покрытий - ориентантов, обладающих высоко упорядоченной структурой, что обеспечит высокий уровень упорядоченности молекул смазочного материала в граничном слое, а значит – высокую эффективность смазочного действия. В то же время, такие покрытия должны быть достаточно долговечны, то есть обладать требуемой износостойкостью. В предварительных исследованиях авторами показано, что обоим указанным требованиям отвечают пленки двумерно-упорядоченного линейно-цепочечного монокристаллического углерода, которые, с одной стороны, являются превосходными ориентантами для образования структурно-упорядоченной эпитропно – жидкокристаллической (ЭЖК) фазы углеводородов на твердой поверхности, а с другой – обладают прекрасной адгезией к подложке и высоким сопротивлением износу [5], а также позволяют расширить температурный интервал работоспособности масел. [5,6].

Предлагаемая статья посвящена представляющемуся нам перспективным методу реализации этой идеи – применению углеродных покрытий-ориентантов и повышению их эффективности путём интеркалированию этих покрытий некоторыми элементами. Для сравнения испытываются аморфные углеродные алмазоподобные покрытия.

Исследуемые материалы

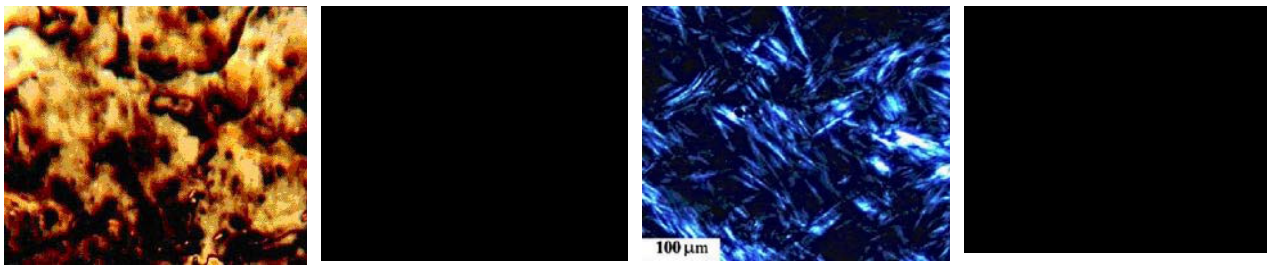
Технологии нанесения углеродных покрытий – как аморфных, так и монокристаллических приведены в работах [6,7]. Аморфные углеродные покрытия получали путём импульсной конденсации углеродной плазмы; монокристаллические углеродные покртия – при импульсной конденсации углеродной плазмы в сочетании с облучением ионами аргона.

Другим эффективным методом управлением смазочной способностью масел за счёт оптимизации состава и структуры углеродных покрытий рабочих поверхностей контактирующих деталей тяжелонагруженных узлов трения является интеркалирование нанесённых покрытий ионами некоторых элементов. Исследовали монокристаллические покрытия, интеркалированные атомами друх элементов: азота и серебра. Легирование углеродных покрытий атомами азота осуществлялось по специально разработанной технологии, также базирующейся на методе импульсного ионно-плазменного нанесения покрытий с варьированием технологических параметров (давления перезарядки ионов на кластерах, частоты импульсов и т.д.) при использовании источника легирующего газа (азота), функционирующего синхронно (совместно или переменно) с импульсным генератором плазмы. Был также разработан метод интеркалирования углеродных покрытий атомами серебра [6]. Углеродные покрытия толщиной 1-3 мкм синтезировали с использованием разработанного ранее ионно-плазменного метода распыления графита с одновременным ионным стимулированием растущего покрытия [7]. Для распыления и ионного стимулирования использовали ионы аргона с энергией 1 кэВ. Углеродное покрытие осаждали на поверх-

ность испытательных дисков. Имплантацию проводили с использованием ионов серебра с энергией 60 кэВ. Средний проекционный пробег ионов серебра в графите в этом случае составлял 32 нм. Плотность ионного тока была не более 6 мкА/см^2. Образцы закрепляли на термостоле; их температура в процессе имплантации ионами серебра не превышала 200^{0}С.

Эксперимент и его обсуждение

Ранее на основании анализа картин электронной дифракции авторами было показано, что на монокристаллическом углероде, рассматриваемом нами как покрытие-ориентант, молекулы смазочной среды образуют высокоупорядоченный граничный слой [5, 6]. В то же время установлено, что не все алмазоподобные покрытия обладают свойствами ориентанта. Поэтому нами был осуществлён контроль ориентационных свойств исследуемых углеродных покрытий с использованием поляризационного микроскопа LV100 (США). Идентификация текстур граничного смазочного слоя проводилась для двух углеродных покрытий – монокристаллического и аморфного. Граничные слои масла вазелинового медицинского с присадкой 0,1% стеариновой кислоты и минерального масла высокой очистки + 0,5% жидкого кристалла на углеродном покрытии с гомеотропным типом ориентации показали текстуру, свидетельствующую о высоком уровне ориентации в граничном смазочном слое (рис.1, а, в). Те же самые смазочные композиции на аморфном углеродном покрытии показали полное отсутствие ориентации, что свидетельствует о справедливости исходной посылки о том, что граничный слой воспроизводит структуру подложки, и что обеспечение требуемого уровня ориентации молекул смазочной среды может быть достигнуто путём обеспечения определённого уровня упорядоченности элементов структуры подложки (в данном случае – углеродного покрытия) за счёт оптимизации технологического процесса её изготовления. Таким образом, смазочная способность масел может регулироваться за счёт технологии нанесения углеродных алмазоподобных покрытий.



а *б* *в* *г*

Рис. 1. Ориентация молекул граничного слоя на поверхностях углеродных покрытий: *а* – вазелиновое масло с присадкой 1% стеариновой кислоты на углеродном покрытии-ориентанте с гомеотропным типом ориентации. Высокий уровень ориентации; *б* – то же, но на аморфном углеродном покрытии. Ориентация молекул в граничном слое отсутствует; *в* – минеральное масло высокой очистки+0,5% жидкого кристалла на покрытии-ориентанте с гомеотропным типом ориентации. Высокий уровень ориентации; *г* – то же, но на аморфном углеродном покрытии. Ориентация молекул в граничном слое отсутствует.

Сравнительная оценка смазочных свойств вазелинового медицинского масла, используемого в данном случае как эталонное, проводили температурным методом на машине ДС-3 (рис. 2), по схеме трения шар-вращающийся диск при контактной нагрузке 12 Н и линейной скорости 0,2 мм/с в интервале температур 20 - 200^{0}С, Как видно из рис. 2, при трении стали по монокристаллическому покрытию-ориентанту в среде инактивного масла коэффициенты трения в основном ниже, чем при трении стали по аморфному покрытию и трению стали по стали. Характерно, что коэффициенты трения стали по аморфному покрытию вы-

ше не только коэффициентом трения стали по монокристаллическому покрытию, но даже выше, чем при трении стали по стали.



Рис. 2. Узел трения машины ДС-3 Машина состоит из вертикального вала с масляной чашей на верхнем конце, в которой установлен испытательный диск с нанесённым на его торец исследуемым покрытием. С ним контактирует стандартный шарик диаметром 12,7 мм.

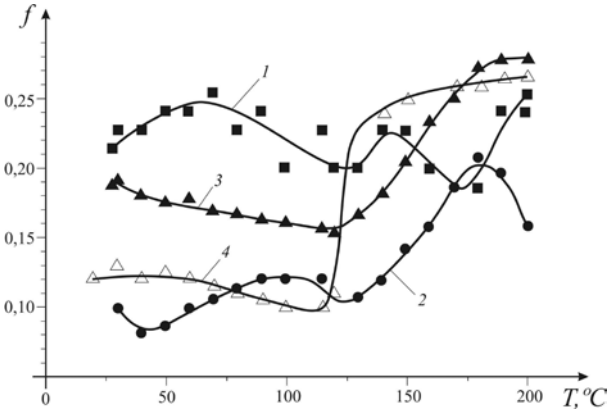


Рис. 3. Зависимости коэффициентов трения от температуры испытаний в среде ВМ для пар трения: сталь - АУП (1), сталь – МУП (2); сталь – сталь без покрытия (3); и в среде ВМ + 1% олеиновой кислоты для пары трения сталь – сталь без покрытия (4). Испытания на машине ДС-3, нагрузка 7,4 Н, скорость 0,01 мм/с, скорость подъёма температуры – 10^0С/мин

Более того, трение стали по монокристаллическому покрытию в среде инактивного масла ниже, чем трение стали по стали чем при трении стальных образцов без покрытия в среде того же масла с поверхностно-активной присадкой. (рис. 3), что свидетельствует о возможности повысить смазочные свойства инактивного масла до уровня этого масла с такой известной поверхностно-активной присадкой, как олеиновая кислота. В дальнейшем предполагается провести сравнение смазочной способности инактивного масла при трении стали по углеродному монокристаллическому покрытию и смазочной способности того же масла, но с химически активной присадкой, при трении стальных образцов.

В то же время, экспериментальные исследования показывают, что смазочную способность масел повышают далеко не все интеркаляты. Так, интеркалирование серебром снижает способность монокристаллического углеродного покрытия образовывать прочные гомеотропно ориентированные граничные слои смазочного материала (сравнить кривые 1 и 2 на рис. 4), в то время как интеркалирование этого покрытия азотом заметно повышает антифрикционные свойства смазочной среды (кривая 3, рис. 4 и кривая 1 на рис. 5). Более того, значительное влияние на антифрикционные свойства покрытия оказывает количество интеркалированного азота (причём, как для смазанного, так и несмазанного трибосопряжения – см. кривые 1 и 2, рис . 5), так что по мере увеличения его содержания в покрытии коэффициенты трения по стали соответственно снижаются (в смазанном контакте – во всём диапазоне исследованных концентраций азота; а при трении без смазочного материала – с 1 до 3 % азота). Таким образом, интеркалирование азотом монокристаллического покрытия заметно повышает антифрикционные свойства исследуемых смазочных сред, что, по-видимому, объясняется повышением уровня упорядоченности поверхностного слоя твёрдого тела или же образованием дополнительных адсорбционных центров на поверхностях трения.

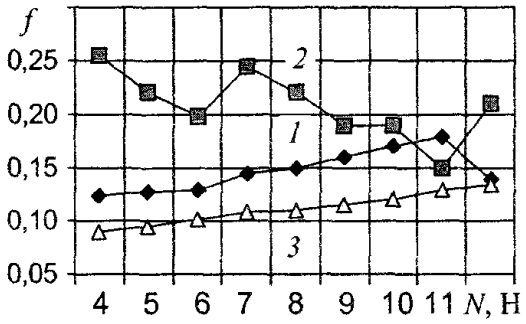


Рис. 4. Зависимость коэффициента трения от нагрузки при трении стали по углеродному покрытию: 1 - монокристаллическому; 2 – монокристаллическому, интеркалированному серебром; 3 –монокристаллическому, интеркалированному азотом. Смазочный материал - вазелиновое медицинское масло.

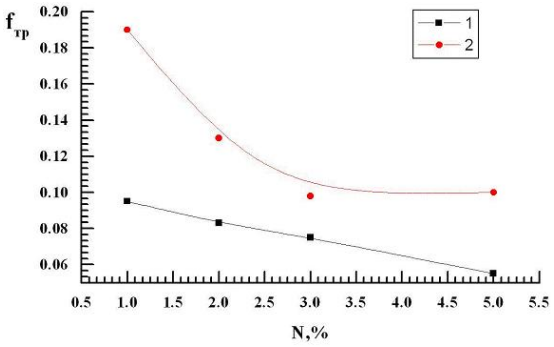


Рис. 5. Зависимость коэффициента трения стали по монокристаллическому покрытию, интеркалированному азотом от содержания N азота: 1 – в среде вазелинового масла + 1% олеиновой кислоты; 2 - .при отсутствии смазочного материала.

Выводы:

1. Экспериментально установлено, что смазочные среды на поверхности углеродного монокристаллического покрытия-ориентанта приобретают высокий уровень упорядоченности на границе раздела с твёрдым телом, следствием чего является заметное повышение антифрикционных свойств исследуемых смазочных сред.

2. Интеркалирование монокристаллических углеродных покрытий ионами азота позволяет существенно повысить антифрикционные свойства смазочных сред по сравнению с трением без интеркалалирования..

3. Полученные результаты позволяют при применении деталей трения, на рабочие поверхности которых наносят монокристаллические углеродные покрытия (или эти же покрытия, интеркалированные ионами азота), применять в качестве смазочных сред дешёвые нелегированные масла или масла с минимальным количеством присадок, что свидетельствует о возможности управления смазочной способностью масел за счёт оптимизации технологии нанесения покрытий..

4. Аморфные углеродные покрытия не являются ориентантами и не могут быть рекомендованы для повышения смазочной способности масел

Список литературы

1. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. М.: Физматгиз. 1963. 472 с.
2. Буяновский И.А. Граничная смазка адсорбционным слоем // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 1. С.48-67.
3. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника / Под общ. ред. А.В.Чичинадзе. М.:Машиностроение. 2003. 576 с.
4. Евдокимов А.Ю., Фукс И.Г., Шабалина Т.Н., Багдасаров Л.Н. Смазочные материалы и проблемы экологии. М.: ГУП «Нефть и газ». 2000. 424 с.

5. Levchenko V.A. et al. The carbon films as a unique orienter for epitropic liquid crystals // Proc. 10th European Conf. on Diamond, Diamond-Like Materials, Carbon Nanotubes and Silicon Carbides. Prague. 1999. P. 37-41.
6. Буяновский И.А., Игнатьева З.В., Левченко В.А., Матвеенко В.Н. Ориентационная упорядоченность граничных слоёв и смазочная способность масел // Трение и износ. 2008. Т. 29. № 4. С. 375-381.
7. Антифрикционное покрытие: патент РФ № 2230238. МКИ 7 F C 33/04. // БИ. 2004. № 16./ В.А. Левченко, В.Н. Матвеенко, Ю.Н. Дроздов, И.А. Буяновский, З.В. Игнатьева, И.М. Петрова.

УДК 621.923.1

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ МАКРОГЕОМЕТРИИ ТОРЦЕВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗАГОТОВОК В ПРОЦЕССЕ ШЛИФОВАНИЯ

FEATURES OF FORMATION OF END SURFACE MACROGEOMETRY IN GRINDING PROCESS

Вайнер Л.Г., к. т. н.

(Тихоокеанский государственный университет, Хабаровск, Россия)

На основе теории технологического формообразования рассмотрены особенности формирования макрогеметрии торцевых поверхностей в процессе двустороннего шлифования. Показано влияние динамических смещений заготовки на погрешности обработки.

Ключевые слова: *технологическое формообразование, шлифование торцов, съем припуска, динамические смещения, погрешности обработки.*

On the basis of the technological form-shaping theory features of formation of end surface macrogeometry in double-disc grinding process was considered. Influence of dynamic displacements of blank on the processing errors was analyzed.

Keywords: *technological form-shaping, face grinding, stock allowance, dynamic displacements, processing errors.*

Для математического описания обрабатываемых на металлообрабатывающих станках поверхностей широко используется метод преобразования координат [1, 2]. Предложенная в [3] функция формообразования станка позволяет представить уравнения обрабатываемых поверхностей в унифицированном (формообразующем) виде. Такая форма уравнений непосредственно связана со структурой технологической системы для обработки данной поверхности и дает возможность выявлять причинно-следственные связи между смещениями и движениями звеньев цепи формообразования, с одной стороны, и получаемой поверхностью, с другой.

На основе методологических аспектов, изложенных автором в работе [4], разработана модель реального формообразования торцевых поверхностей заготовок в процессе съема припуска при двусторонней торцешлифовальной обработке (ДТШО) с учетом действия различных факторов.

Одной из особенностей процесса ДТШО незакрепленной заготовки является возможность ее угловых динамических смещений под действием момента тангенциальных сил, приложенных к противоположным торцам, при разнонаправленном вращении шлифовальных кругов (ШК).

В практике двустороннего торцевого шлифования разнонаправленное вращение ШК применяют с целью полного уравновешивания сил шлифования, приложенных к противоположным торцам заготовки, при достаточно больших значениях отношения наружного диаметра заготовки к ее ширине d/h (>2), которые соответствуют обработке с прямолинейной траекторией движения подачи таких типовых деталей-представителей как кольца подшипников качения, поршневые кольца и др.

Описание эффекта углового поворота заготовки под действием момента разнонаправленных тангенциальных сил, приложенных к противоположным торцам заготовки со стороны ШК при их вращении в противоположных направлениях, встречается в исследованиях точности металлорежущих станков [3] и процесса двустороннего торцешлифования [5].

Однако в работе [3] приведена лишь качественная картина данного явления, а в [5] предложенные зависимости из-за методологических неточностей не учитывают

переменность смещений заготовки в процессе обработки, поэтому не могут быть использованы при моделировании формообразования обрабатываемых торцевых поверхностей.

В данной работе рассмотрен механизм перекоса заготовки в произвольной точке ее обобщенной траектории с учетом его переменности и предложены математические зависимости для возможности моделирования формообразования заготовки в процессе съема припуска при данном типовом варианте реализации процесса ДТШО.

В общем случае шлифования заготовок 3 (рис. 1) с прямолинейной траекторией АВ их подачи, имеющей эксцентриситет *b* и угол наклона к горизонтальной плоскости ψ, при вращении ШК 1 и 2 в противоположных направлениях на них действуют со стороны ШК равные по величине и противоположные по направлению нормальные (не показаны) и тангенциальные силы $P_{\tau i}$, приложенные к обрабатываемым торцам. Пара сил $P_{\tau i}$ на плече равном ширине заготовки h создает момент, поворачивающий заготовку на угол χ_i, в результате чего происходит перераспределение снимаемого припуска на каждом из обрабатываемых торцов.

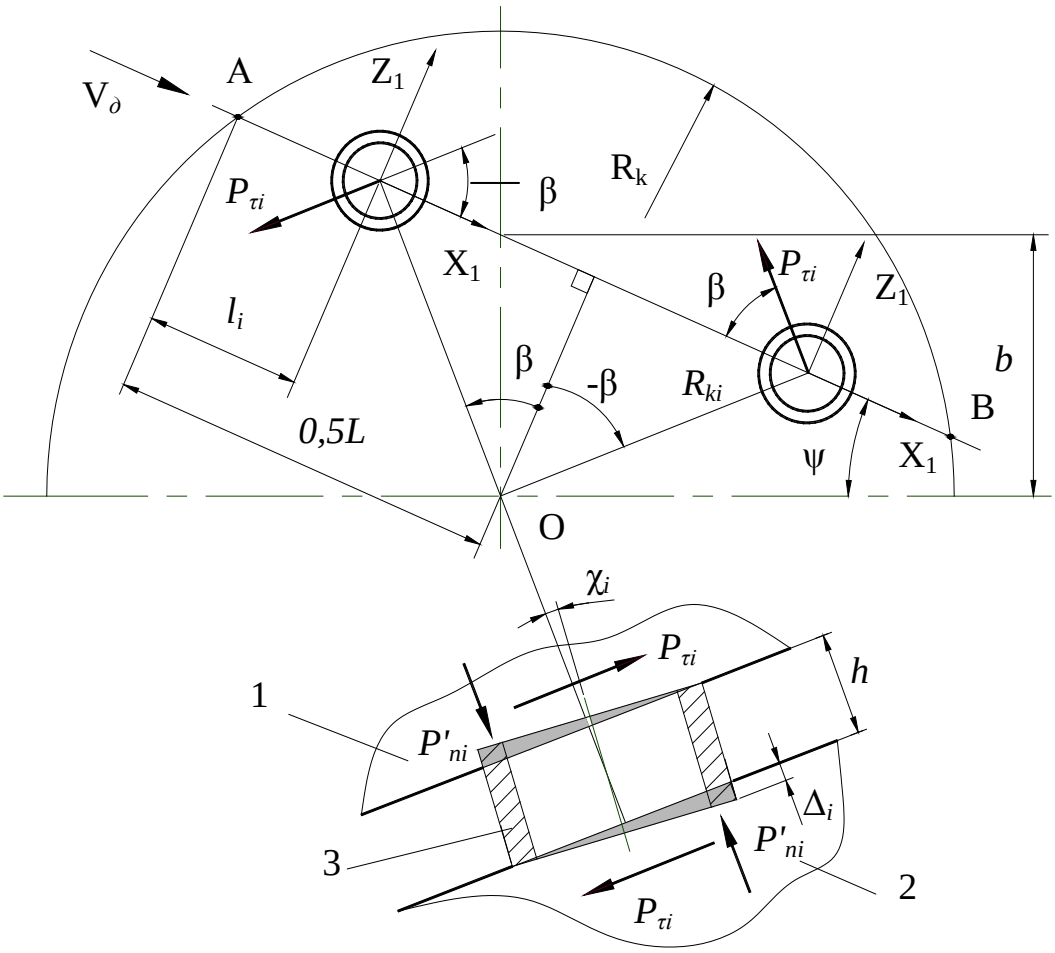


Рис. 1. Схема к расчету динамических угловых смещений заготовки

В результате перераспределения снимаемого с каждого торца объема материала дополнительно возникают нормальные силы реакции P'_{ni}. Текущее угловое положение заготовки стабилизируется, когда моменты сил P'_{ni} и $P_{\tau i}$ взаимно уравновесятся. Так как момент тангенциальных сил действует в течение всего времени обработки и является переменным из-за переменности значений сил по абсолютной величине, равновесие заготовки под действием данных моментов сил можно рассматривать только в пределах ее элементарного перемещения *dl* в течение малого промежутка времени *dτ*, за который

заготовка повернется на элементарный угол χ_i в плоскости действия момента тангенциальных сил.

Из условия равновесия моментов сил, действующих на заготовку, при приложении P'_{ni} в точках максимального давления на ее наружном диаметре D

$$P'_{ni} = P_{ri}\frac{h}{D}. \qquad (2)$$

здесь [6]

$$P_{ri} = \frac{uV_o F}{w_k R_{ki}}\left(\frac{dt_i}{dl}\right), \qquad (3)$$

где u – удельная энергия шлифования, V_o – скорость подачи заготовок, F – площадь торцевой поверхности, w_k – угловая скорость круга, R_{ki} – модуль текущего радиус-вектора положения заготовки, $\left(\frac{dt_i}{dl}\right)$ - скорость съема припуска в i–й точке траектории (dt_i – элементарный линейный съем припуска, снимаемый на перемещении dl).

Нормальная сила P'_{ni} пропорциональна дополнительному объему материала заготовки dW_i, снимаемому на элементарном перемещении dl, который в общем случае представляет собой усеченный цилиндр высотой Δ_i, а для кольца - усеченный полый цилиндр с толщиной стенки $S=0,5(D-D_1)$ (D_1 – внутренний диаметр кольца)

$$P'_{ni} = \frac{kuV_o}{w_k R_{ki}}\left(\frac{dW_i}{dl}\right), \qquad (4)$$

где $dW_i = 0,5F\Delta_i$, $F = 0,25\pi D^2(1-c^2)$, $c = D_1/D$, k – отношение нормальной силы шлифования к тангенциальной.

Угловой перекос на элементарном перемещении dl в окрестности i-й точки траектории χ_i с учетом (2) и (4)

$$\chi_i = \frac{\Delta_i}{d} = \frac{2P_{ri}hw_k R_{ki}dl}{kuV_o FD^2} \qquad (5)$$

или с учетом (3)

$$\chi_i = \frac{2hdt_i}{kD^2}. \qquad (6)$$

При моделировании формообразования зависимость (5) следует использовать при известном распределении тангенциальных сил вдоль траектории движения подачи заготовок, а (6) - при известном распределении снимаемого припуска [3].

С учетом особенностей обработки заготовок с различающейся конфигурацией торцов [6] аналогично получено выражение для текущего угла перекоса заготовки χ_i при асимметричных условиях шлифования.

Для возможности учета переменного по величине и направлению углового перекоса заготовки в обобщенной модели формообразования необходимо определить угловые смещения системы координат, жестко связанной с заготовкой $X_1Y_1Z_1$, относительно системы координат, связанной с ее идеальным положением $X_2Y_2Z_2$, - углы поворотов относительно осей OX_2 - $\alpha_п$ и OZ_2 - $\gamma_п$. Накопленные угловые смещения в произвольной точке траектории $\alpha_п$ и $\boldsymbol{\gamma_п}$ определяются как сумма (с учетом знаков) углов поворотов $\alpha_{пi}$ и $\boldsymbol{\gamma_{пi}}$ системы

координат $X_1Y_1Z_1$, вызванных перекосом заготовки χ_i в плоскости $Y_1OY'_1$ на ее элементарном перемещении (рис. 3)

$$\alpha_{П} = \sum_{i=1}^{N_i} \alpha_{Пi} ,$$

$$\gamma_{П} = \sum_{i=1}^{N_i} \gamma_{Пi} ,$$

где N_i – число элементарных перемещений заготовки на текущей длине траектории l_i.

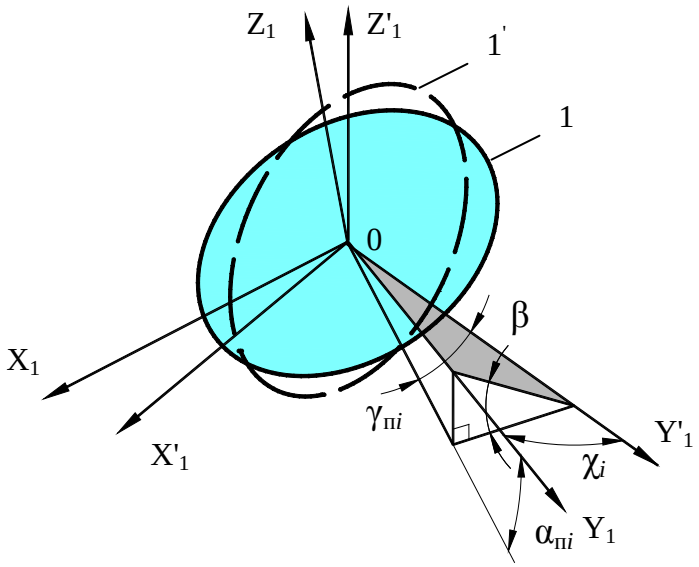


Рис. 2. Схема к определению угловых смещений систем координат на элементарном перемещении заготовки (1' и 1 – образы положений заготовки до и после смещений)

Здесь

$$\alpha_{Пi} = \chi_i Sin\beta ,$$

$$\gamma_{Пi} = \chi_i Cos\beta ,$$

$$\beta = \frac{0{,}5L - l_i}{R_{ki}}$$

- угол между плоскостью действия момента тангенциальных сил и осью X_1.

Угловые смещения $\alpha_п$ и $\gamma_п$ являются аргументами одной из составляющих матриц формообразующей функции, лежащей в основе уравнения обрабатываемой торцевой поверхности [4].

На рис. 3 и 4 приведены примеры результатов моделирования процесса обработки колец подшипников с учетом динамических угловых смещений заготовок. На рис. 3 показано изменение текущего углового перекоса χ_i (а) и накопленных угловых смещений $\alpha_п$ и $\gamma_п$ (б) заготовки вдоль траектории ее движения (здесь N – порядковый номер точки, определяющий относительное положение заготовки вдоль траектории подачи). Условия шлифования: рабочая поверхность инструмента – плоскость, угол установки ШК в горизонтальной плоскости $\gamma_н$=0,00015 рад, в вертикальной - $\alpha_н$=0, припуск на сторону Δt=0,09 мм, радиус ШК $R_к$=0,3 м, эксцентриситет траектории подачи b=0,05 м, скорость подачи $V_д$=0,03 м/с, наружный диаметр обрабатываемых торцов $d_н$=0,06 м, внутренний диаметр - $d_{вн}$=0,05 м, линейный шаг потока заготовок ΔL=0,1 м.

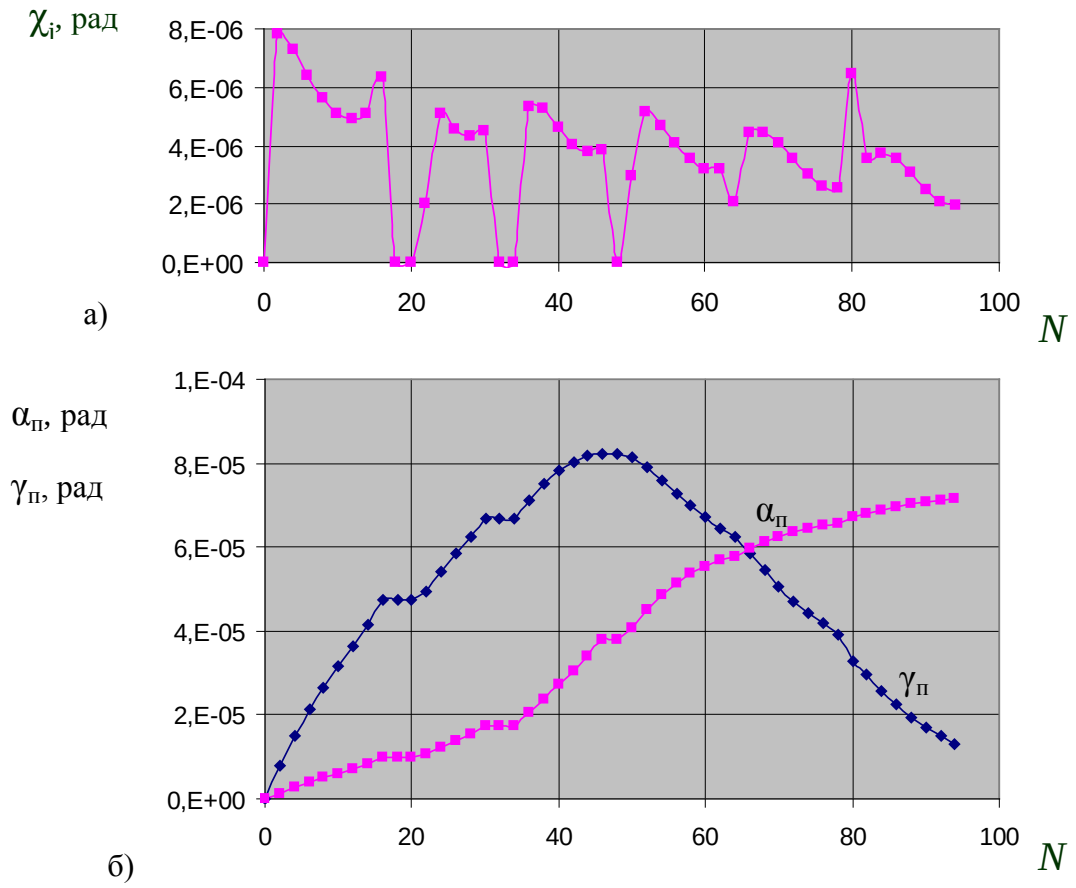


Рис. 3. Изменение текущего углового перекоса χ_i (а) и накопленных угловых смещений $\alpha_п$ и $\gamma_п$ (б) заготовки вдоль траектории ее движения

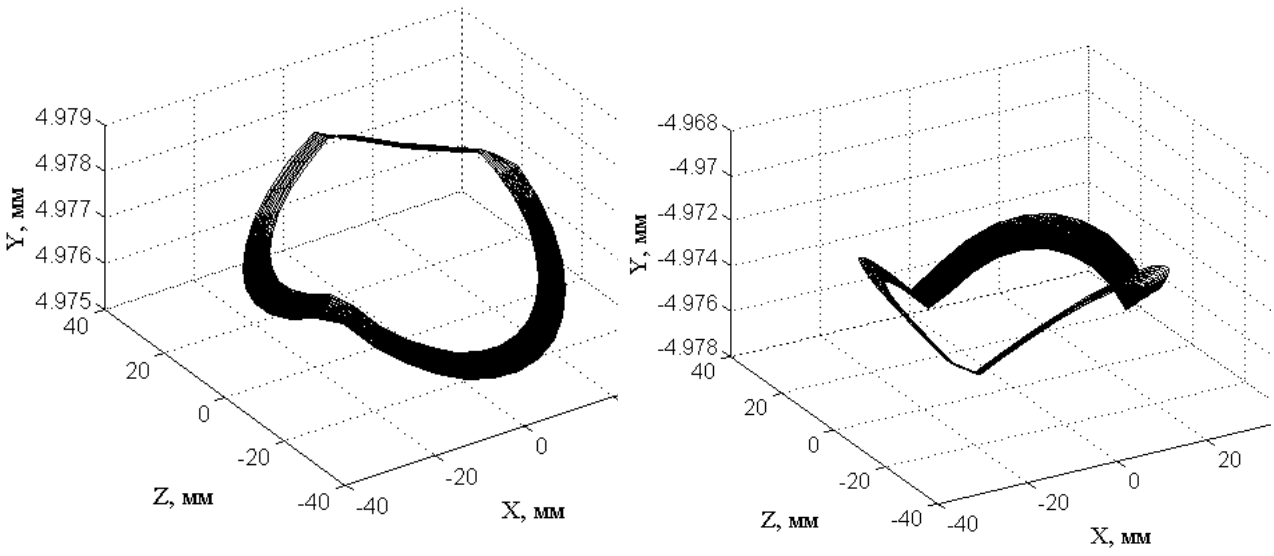


Рис. 4. Примеры макрорельефа обработанных поверхностей торца 1 (а) и торца 2 (б) заготовки с учетом ее динамических угловых смещений

На рис. 4 приведено графическое отображение обработанных торцевых поверхностей при наличии рассчитанных угловых смещений заготовки.

Расчетные значения погрешностей обработки по параметрам торцевого биения и погрешности формы (отклонения от плоскостности) сведены в таблицу 1.

Таблица 1

Погрешности обработанных поверхностей	Без учета динамических угловых смещений		С учетом динамических угловых смещений	
	Торец 1	Торец 2	Торец 1	Торец 2
Биение, мкм	3,4	3,4	2,56	4,65
Погрешность формы, мкм	0,8	0,8	0,5	1,11

Выводы:

1. При повышенных требованиях к точности ДТШО незакрепленных заготовок необходимо учитывать их динамические угловые смещения.

2. Рассмотренные в работе методические аспекты, связанные с количественной оценкой динамических угловых смещений, и результаты моделирования могут служить основой для разработки обоснованных рекомендаций по технологическому управлению процессом ДТШО, выбора параметров настройки станка и режимов шлифования при заданном отношении диаметра заготовки к ее ширине.

Список литературы

1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. – М., Наука, 1968. – 584 с.
2. Базров Б.М. Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся станков. – М., Машиностроение, 1978.– 216 с.
3. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. - М.: Машиностроение, 1986.–336 с.
4. Вайнер Л.Г. Методология построения модели реального формообразования в процессе съема припуска на примере шлифования торцевых поверхностей [Текст] / Л.Г. Вайнер // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2012. №2-6 (292). - С. 21-28.
5. Шахновский С.С. Динамика незакрепленной заготовки при двустороннем торцовом шлифовании // Станки и инструмент. 1990. № 3. С. 30–31.
6. Вайнер Л.Г. Методологические аспекты определения технологических характеристик при шлифовании торцевых поверхностей / Л.Г. Вайнер // Вестник РГУПС. - 2012. - № 2. - С. 13-20.

УДК 6166:614:9:

АНАЛИЗ КОНСТРУКТОРСКИХ РЕШЕНИЙ, СНИЖАЮЩИХ ТРЕНИЕ В ОПОРАХ И ИХ РЕАЛИЗАЦИЯ В СОВРЕМЕННЫХ МЕХАНИЗМАХ

ANALYSIS OF DESIGN SOLUTIONS THAT REDUCE FRICTION IN BEARINGS AND THEIR REALIZATION IN MODERN ARRANGEMENTS

Виноградов А.Н., д.т.н., Кушалиев Д.К., магистр

**(СГТУ имени Гагарина Ю.А., г. Саратов, Россия,
ЗКАТУ имени Жангир хана, г. Уральск, Казахстан)**

Рассмотрены конструкторские решения, снижающие трение в опорах за счет снижения адгезионной составляющей трения (трения покоя) и частичной реализации идей Н.Е. Жуковского «о движении без трения» (вращением промежуточной опоры) без использования для этого внешнего источника энергии.

Ключевые слова: *подшипник скольжения для возвратно-вращательного движения, движение без трения, активация рабочих поверхностей пластической деформацией, подавление окислительных процессов на рабочих поверхностях.*

Considered design solutions that reduces friction in the bearings by reducing the adhesion of friction (friction of rest) and partial implementation of the ideas of N.E. Zhukovsky frictionless movement (rotation of the intermediate support) without the use of an external energy source.

Keywords: *bearings for reciprocating rotary motion, movement without friction, activate the surfaces of plastic deformation, suppressing oxidative damage to work surfaces.*

Подшипники скольжения являются широко распространенным видом опор, применяющихся как в транспортной технике, так и в различных машинах, механизмах, приборах и других устройствах. В этих подшипниках возможно использование трибологических принципов и эффектов, которые могут быть использованы для повышения эффективности их эксплуатации.

Возможность движения без трения впервые была предсказана профессором Н.Е. Жуковским - отцом русской авиации, который оставил в наследство будущим поколениям две идеи о движении без трения. При этом речь идет не о движении без трения вообще, а о снижении его в рабочем органе. Общие потери энергии могут при этом даже возрастать [1].

Первая идея Н.Е. Жуковского заключалась в компенсации трения за счет вспомогательного встречного движения промежуточной опоры, приводимой от постороннего источника энергии (рис. 1).

При движении четных и нечетных нитей в разных направлениях возникают две противоположные силы трения:

$$F_1 = f G_1 \text{ и } F_2 = f G_2 ; \quad (1)$$

где G_1 и G_2 - части груза, находящиеся на четных и нечетных нитях;

f - коэффициент трения.

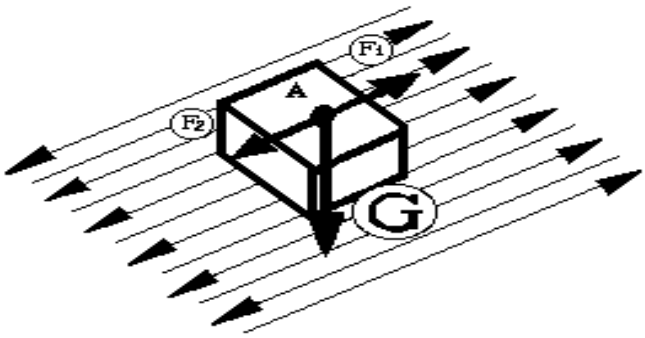


Рис. 1. Иллюстрация идеи Н.Е. Жуковского о компенсации трения при встречном движении промежуточной опоры

Если система симметрична и $G_1 = G_2$, то $F_1 = F_2$, и груз G будет двигаться по направлению движения нитей без трения (для тех случаев, когда сила трения не зависит от скорости).

Эта идея еще при жизни профессора Н.Е. Жуковского была подтверждена с помощью маятника, который был подвешен на опоре скольжения с вкладышем в виде бронзовой втулки и совершал только несколько колебаний до остановки. Но, после того как втулку-вкладыш разрезали пополам (рис. 2) и каждую половину заставили вращаться от постороннего источника в противоположную сторону, этот маятник совершил несколько тысяч колебаний до остановки.

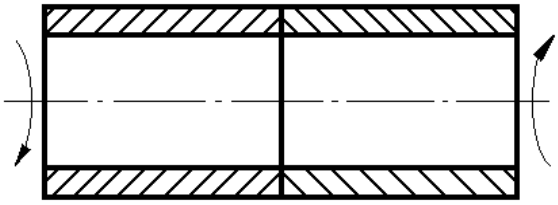


Рис. 2. Разрезанная втулка маятника

Вторую идею Н.Е. Жуковского иллюстрирует рис. 3. Она отличается применением (вместо встречного) бокового вспомогательного движения платформы, скорость которой должна быть много больше, чем скорость скольжения груза G по платформе A.

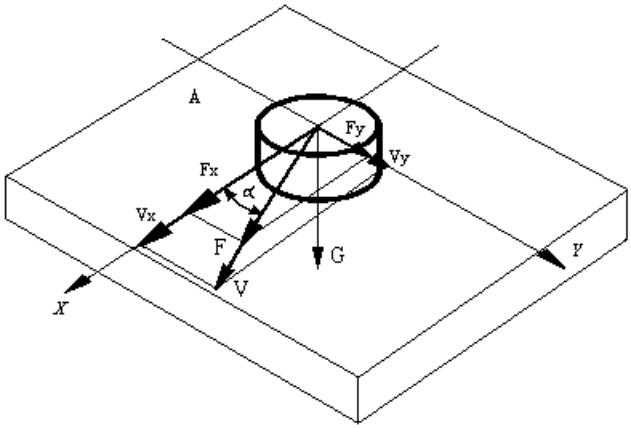


Рис. 3. Иллюстрация второй идеи о компенсации трения с помощью бокового вспомогательного движения платформы

Как видно из рисунка 3, при $V_x >> V_y$ сила трения по направлению Y будет меньше, чем по X, что зависит от угла α. Предполагается, что составляющие силы трения будут располагаться тоже по осям X и Y .

$$F_y = f\,G\,\sin\alpha = f\,G\,\frac{V_y}{\sqrt{V_y^2 + V_x^2}}; \qquad (2)$$

При $V_x >> V_y$ $\sin\alpha \to 0$ и $F_y \to \min$.

Для реализации второй идеи можно использовать различные конструкции, в том числе и без внешнего источника энергии, например, за счет остаточной несбалансированности вращающейся массы, рис. 4.

С увеличением частоты и амплитуды вибрации, которую можно повысить введением упругого элемента 2, по оси *X* средняя скорость вспомогательного движения Vx_{cp} может быть много больше скорости вращения V_y и, таким образом снижена сила трения при вращении относительно оси *X*.

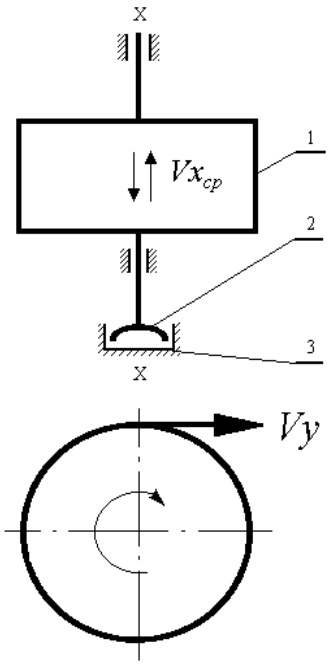


Рис. 4. Иллюстрация снижения трения за счет усиления вибрации вдоль оси X
1 - вращающаяся масса; 2 - упругая опора; 3 – подпятник

Наибольшее развитие эти идеи получили в гироскопических приборах, для чего были созданы специальные «реверсивно-вращающиеся опоры» - шариковые подшипники с двумя рядами шаров и промежуточными кольцами, которые через зубчатую передачу вращались в противоположных направлениях [2] (рис. 5).

Реализация этих идей с помощью принудительного вращения или вибрации промежуточной опоры подтвердила возможность снижения трения в рабочем органе. Однако величина фактического снижения трения оказалась меньше расчетной. Это расхождение, по-видимому, объясняется тем, что профессор Н.Е. Жуковский объяснял снижение трения чисто геометрическими соображениями и не учитывал снижение при этом адгезионной составляющей при переходе от состояния покоя к движению с повышением скорости.

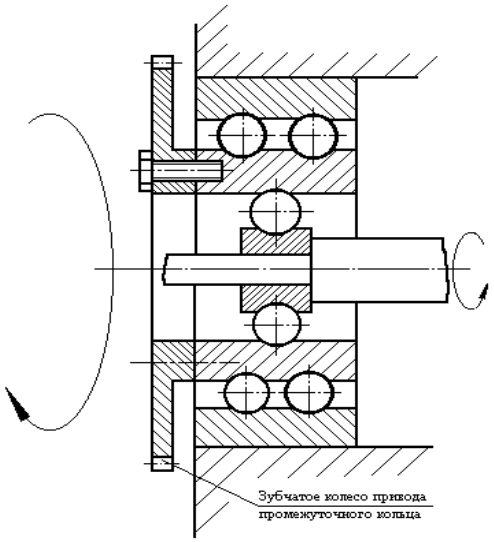


Рис. 5. Реализация принудительного вращения промежуточного кольца опоры гироскопа от дополнительного электродвигателя

Переход от покоя к движению и дискретность трения обусловлены наличием упругого смещения и временем формирования адгезионных связей. При снижении жесткости упругого элемента и скорости скольжения повышается время покоя, большее число фрикционных связей успевает сформироваться, что и повышает силу трения покоя вплоть до возникновения схватывания. Это хорошо наблюдается при наличии в приводе упругого звена (в подвижных электрических контактах, распределительных механизмах автомобильных двигателей, компрессорах холодильников и др.). В электрических контактах [3] это явление можно наблюдать невооруженным глазом, особенно при снижении жесткости упругого элемента и скорости скольжения, когда резко повышается амплитуда и снижается частота фрикционных автоколебаний, а с увеличением скорости и жесткости колебания становятся незаметными.

Энергетической основой НОТ (нормального окислительного трения), как было показано Б.И. Костецким [4, 5] а так же [6, 7], является энергия пластической деформации (активация металла), которая частично реализуется скачкообразным возникновением пленки оксида металла. Другая ее часть переходит в потенциальную энергию пленки оксида в виде ее внутренних напряжений и ускоряет разрушение очередной пленки. Энергетической основой ИП (избирательный перенос), как оказалось, также является микропластическая деформация, которая локализована при нормальном трении в поверхностном слое (1-2 мкм) и может реализоваться как возникновением защитной структуры в виде пленки оксида (при НОТ), так и мягкого металла (Cu, Ag, Au) при ИП. В средах, содержащих кислород и влагу ИП и НОТ конкурируют в захвате поверхности и могут вытеснять друг друга, что зависит от режима и условий. В компрессоре холодильника, где окислительные процессы подавлены, а пластические деформации микрошероховатостей (на мягкой стали) возникают при естественном режиме нагружения, условия благоприятны для ИП. В двигателях внутреннего сгорания, где окисление поддерживается горением топлива и неограниченным запасом кислорода и влаги, условия благоприятны для НОТ и поэтому ИП дает временный эффект, а при продолжении эксплуатации интенсивность окислительного износа повышается за счет диспергирующего действия ПАВ (поверхностно-активных веществ). Из опыта исследований механизмов НОТ, ИП и явления фрикционной непроводимости (ФН) (фрикционной непроводимости), следуют два совместно действующих условия повышения устойчивости эффекта безызносности:

1. Активация рабочих поверхностей пластической деформацией.

2. Подавление (ограничение) окислительных процессов на рабочих поверхностях подшипников.

В традиционных подшипниках, работающих с зазором, эти условия не выполняются.

Конструкция подшипника скольжения для возвратно-вращательного движения, в котором эти условия могут быть выполнены, представлена в литературе [8, 9, 10, 11]. С этой целью подшипник снабжен подвижным вкладышем в виде винтовой цилиндрической пружины (промежуточным элементом), который в колебательном режиме принудительно поворачивается только в одну сторону и таким образом достигается равномерность износа и распределение смазки. Натяг пружины, необходимый для достижения микропластических деформаций, создается ее поджатием. В колебательном режиме за счет закручивания или раскручивания пружинного вкладыша возникает упругое натяжение соответственно на внутренней или наружной поверхности, и он принудительно поворачивается в одном направлении (эффект храповика). Подавление окислительных процессов в предложенной конструкции легко достигается сальниковым уплотнением. Положительный эффект получается также за счет снижения адгезионной составляющей трения (трения покоя) и частичной реализации идей Н.Е. Жуковского «о движении без трения» (вращением промежуточной опоры) без использования для этого внешнего источника энергии. Подобный подшипник (рис. 6) может найти широкое применение взамен игольчатых подшипников карданного вала, сайлентблоков подвески, шарнирах рулевого управления и других шарнирных узлах, работающих в возвратно-вращательном режиме.

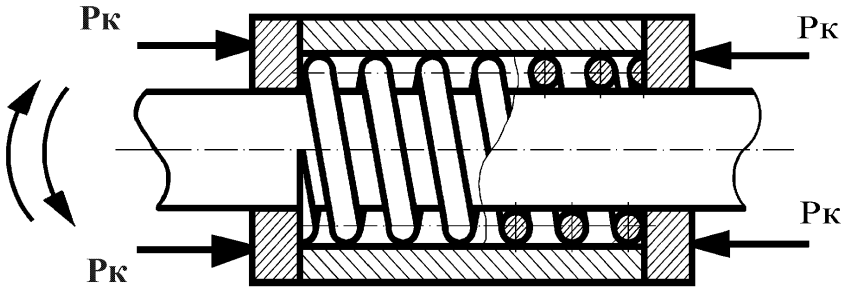


Рис. 6. Схема подшипника с подвижным пружинным вкладышем

В разработанном группой авторов устройстве, рис. 6, задача повышения эксплуатационных характеристик достигается введением в подшипник упругого промежуточного элемента - подвижного вкладыша в виде винтовой цилиндрической пружины, регулированием усилия сжатия которого $P_к$, на рабочих поверхностях создается уплотнение, необходимое для ограничения окислительных процессов и возникновения активации поверхности микропластической деформацией.

Стабилизация режима и равномерность износа достигается тем, что при возвратно-вращательном движении вала или наружного кольца за счет закручивания или раскручивания при этом пружинного вкладыша возникает торможение соответственно на внутренней или наружной поверхностях, и пружинный вкладыш (благодаря возникающему при этом «эффекту храповика») принудительно поворачивается только в одном направлении, зависящем от направления навивки пружины. Кроме того, постоянно в процессе работы меняется линия контакта на рабочих поверхностях, что также ведет к снижению их износа.

Для подрегулирования уплотнения, например с целью компенсации износа при ремонте, между одной из опорных шайб и торцом пружинного вкладыша при необходимости могут быть установлены регулировочные шайбы.

Для возбуждения и поддержания режима безызносности могут быть использованы (при выполнении отмеченных выше условий) различные методы, описанные в специальной литературе: введение в смазку металлоплакирующих присадок, специальная

обработка методами ФАБО (финишной антифрикционной безабразивной обработки), применение материалов, содержащих металлоплакирующие компоненты и др.

Такой подшипник характеризуется совместно действующими условиями и дополнительными эффектами:

1. установлением на рабочих поверхностях натяга вместо зазора для активации их пластической деформацией и подавлением (ограничением) на них окислительных процессов.
2. эффект снижения адгезионной составляющей трения (трения покоя);
3. частичная реализация идей Н.Е. Жуковского «о движении без трения» (вращением промежуточной опоры) без использования для этого внешнего источника энергии за счет внутренней энергии трения.

Список литературы

1. Справочник Хютте. – М.: Главная редакция по машиностроению и металлообработке. 1996. Т. 1. - 384 с.
2. Ковалев М.П. Опоры приборов / М.П. Ковалев, И.М. Сивокопенко, К.М. Явленский. - М.: Машиностроение, 1967. – 205 с.
3. Куранов В.Г. Фрикционная непроводимость слаботочных контактов / В.Г. Куранов; Сарат. гос. техн. ун-т. - Саратов: СГТУ, 1996.- 60 с.
4. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах / Б.И. Костецкий. - Киев: Техніка, 1970. - 296 с.
5. Костецкий Б.И. Поверхностная прочность материалов при трении / Б.И. Костецкий. - Киев: Техника, 1976. - 326 с.
6. Kuranov V. Unity and contrast of normal oxidizing friction and selective transfer / V. Kuranov, A. Vinogradov, A. Buzov //VII international symposium intertribo’99 proceedings tribological problems in exposed friction systems. - Slovak Republic, Stara Lesna, 1999. - P. 128 – 134.
7. Kuranov V. Unity and contrast of normal oxidizing friction and selective transfer / V. Kuranov, A. Vinogradov, S. Mironov // POLISH ACADEMY OF SCIENCES EXPLOITATION PROBLEMS OF MACHINES: A guarterly concerning problem of tribolody, reliability, explotation, diagnostics. VOL.XXXIII, ISSUE2(114), Warshaw, 1998. - P. 239-245.
8. Износ и безызносность: монография / В.Г. Куранов, А.Н. Виноградов, А.С. Денисов. Сарат. гос. техн. ун-т, - Саратов, СГТУ, 2000. -136 с.
9. Движение без трения и износа: учеб. пособие. / В.Г. Куранов, А.Н. Виноградов. Сарат. гос. техн. ун-т,- Саратов: СГТУ, 2007. – 52 с.
10. Пат. 2162556 РФ МПК[7] F 16 C 17/00, 33/26. Подшипник скольжения для возвратно-вращательного движения / В.Г. Куранов, А.Н. Виноградов, А.В. Бузов, Ю.А. Петров, В.А. Каракозова - № 99107058/28; Заявлено 31.03.99; Опубл. 27.01.01 // Изобретения. Полезные модели. – 2001. - №3. - С. 147.
11. Виноградов А.Н. Подшипники скольжения для возвратно-вращательного движения на основе новых трибологических принципов и эффектов / А.Н. Виноградов, В.Г. Куранов // Восстановление и упрочнение деталей машин: Межвуз. научн. сборник. Сарат. гос. техн. ун-т, - Саратов: СГТУ, 2003.- С.175-182.

УДК 621.39

КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АЛГОРИТМ УПРАВЛЕНИЯ АНТРОПОМОРФНЫМ БИОПРОТЕЗОМ (АБП) РУКИ С ШЕСТЬЮ СТЕПЕНЯМИ СВОБОДЫ

KINEMATIC CONTROL ALGORITHM ANTHROPOMORPHIC BIOPROSTHESES (ABP) OF HAND WITH SIX DEGREES OF FREEDOM

Воробьев Е.И., Скворчевский А.К., д.т.н, проф.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Кинематический алгоритм управления антропоморфным биопротезом (АБП) руки с шестью степенями свободы. Решается задача построения алгоритма управления для незамкнутой кинематической цепи с шестью степенями свободы, являющейся моделью АБП. Геометрическим методом определяются управляющие функции – относительные углы поворота звеньев и их производные.

Ключевые слова: *алгоритм управления, антропоморфный биопротез кинематическая схема*

Kinematic control algorithm anthropomorphic bioprostheses (ABP) of arm with six degrees of freedom. We solve the problem of constructing a control algorithm for an open kinematic chain with six degrees of freedom, which is a model ABP. Control functions are defined by geometrical method - the relative angles of links and their derivatives.

Keywords: *control algorithm, the anthropomorphic bioprosthesis, kinematic scheme*

При полной потере руки возникает проблема создания протеза руки с числом степеней свободы до шести. Управление таким протезом представляет значительные трудности ввиду ограниченного числа удобных мест для снятия биопотенциалов, необходимых для функционирования протеза. [1]

Перспективным направлением представляется создание очувствленного протеза, управляемого от вычислительного устройства. Для построения алгоритмов управления таких систем необходимо решение так называемых обратных задач о положениях и скоростях пространственного исполнительного механизма [2], решение которых ввиду нелинейности, возможно только для отдельных кинематических схем. В данной работе получено явное решение задачи определения обобщенных координат и скоростей исполнительного механизма с вращательными парами, что позволяет построить эффективный алгоритм управления протезом.

Одной, наиболее часто встречающихся бытовых операций: перенесение объекта из одного положения в другое. Будем считать, что объект при захвате жестко связывается с кистью руки, а его положение в пространстве известно и определяется положением и ориентацией, связанной с ним системой координат. Будем считать, что все движения реализуется в системе координат, связанной с человеком, например, с его плечом в точке закрепления протеза.

Для того чтобы сформулировать основные требования, предъявляемые к многофункциональному очувствленному протезу руки человека рассмотрим одну из часто встречающихся бытовых операций «Взять и перенести объект с одного места на другое». Эту операцию можно разбить на несколько более простых действий:

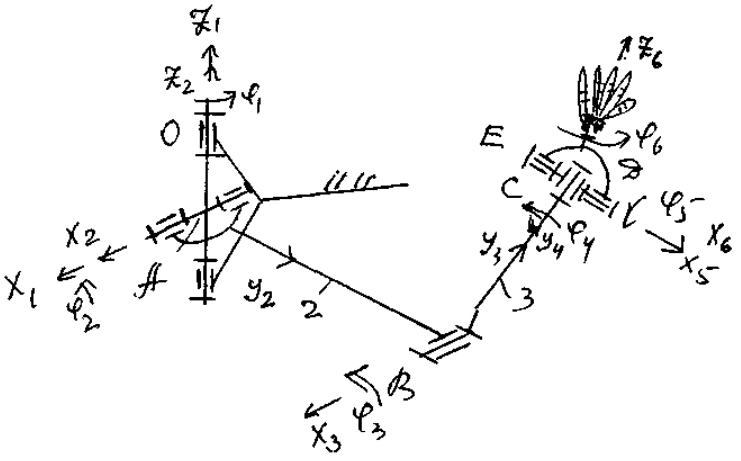


Рис. 1. Кинематическая схема протеза руки

1. Перевести кисть из начального положения в положение близкое к объекту.
2. Сориентировать кисть в положение возможного захвата объекта.
3. Захватить объект с помощью кисти.
4. Перенести объект в конечное положение.

Техническое выполнение каждого из названных действий требует решения ряда сложных задач.

Первая и вторая задачи предполагают, что исполнительный механизм имеет не менее шести степеней свободы и по структуре был подобен руке человека, то есть кинематические пары должны быть вращательные или шаровые.

Так как управление кистью ведется в неподвижной системе координат, а приводы обеспечивают обработку относительных положений звеньев, необходимо оснащение протеза вычислительным устройством, решающим обратную задачу кинематики: определение обобщенных координат системы по заданному положению и ориентации кисти.

Ввиду наличия ошибок позиционирования перед ориентацией кисть должна остановиться на некотором расстоянии до объекта во избежание столкновения с ним, поэтому она должна быть снабжена датчиками определения расстояния до объекта.

Положение кисти перед захватом объекта определяется человеком, команды на повороты кисти подаются относительно неподвижной системы координат, связанной с объектом с помощью сигналов от биопотенциалов других мышц или команд.

Для реализации операции перемещения объекта и ориентации из положения I в положение II необходимо определить относительные положения звеньев протеза, углы φ_i (i=1,2…6) в начальном и конечном положениях.

Для решения задачи свяжем со звеньями системы координат следующим образом (рис.1):

Со звеном 1 свяжем систему координат $Ox_1y_1z_1$, направив ось x_1 по оси пары О, а ось z_1 по оси пары А. Со звеном 2 свяжем систему координат $Ox_2y_2z_2$, ось которой x_2 совпадает с осью Ox_1, а ось y_2 направлена по линии ОВ;

Со звеном 3 свяжем систему координат $Bx_3y_3z_3$, ось x_3, которой направлена по оси пары В, а ось y_3 направлена по линии ВС звена 3.

Со звеном 4 свяжем систему координат $Cx_4y_4z_4$, звено y_4 которой совпадает с осью y_3, а ось z_4 направлена по оси пары Д;

Со звеном 5 свяжем систему $Cx_5y_5z_5$, ось y_5 направлена по линии CE звена 5, а ось z_5 совпадает с осью z_4.

Со звеном 6 свяжем систему координат $Cx_6y_6z_6$, ось y_6, которой направлена вдоль оси пары E.

Будем также считать, что объект манипулирования при захвате его жестко связывается с кистью 6.

Оси связанных систем координат определяются единичными ортами $\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$.

Будем считать, что в положениях I и II заданы матрицы направляющих косинусов системы координат, связанной с объектом и координаты ее начала в неподвижной системе Oxyz:

$\| \alpha_{ij} \|(i, j)=1,2,3$ и $\| x_к, y_к, z_к \|^T$

Вначале определим углы $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$,

Текущие координаты центра пары C равны:

$x_c= [l_2\cos \varphi_2 + l_3\cos (\varphi_2+ \varphi_3)] \cdot\cos \varphi_1$ (1)

$y_c= [l_2\cos \varphi_2 + l_3\cos (\varphi_2+ \varphi_3)] \cdot\sin \varphi_1$

$z_c= l_2 \sin \varphi_2 + l_3\sin (\varphi_2+ \varphi_3)$

Из этих уравнений найдем:

$\operatorname{tg} \varphi_1= y_c/ x_c$, но при перемещении в заданное положение $x_c= x_к$, $y_c= y_к$, тогда

$\varphi_1=\operatorname{arctg} y_k/ x_k$ (2)

Возводя в квадрат и складывая уравнения (1) найдем:

$\varphi_3= \arccos x_c+ y_c+ z_c - l_2^2 - l_3^2 / l_2 l_3$ (3)

Угол φ_2 также находится из системы (1):

Далее определим углы φ_4 , φ_5, φ_6.

Выразим проекции орт систем $Cx_6y_6z_6$ через управляемые координаты φ_i (i=1,2…6). Для этого запишем матрицу ориентации системы $Cx_6y_6z_6$ в неподвижной системе координат как произведение матриц простых поворотов.

После определения углов φ_1 , φ_2, φ_3, ориентацию системы $Ox_3y_3z_3$ относительно неподвижной системы можно считать заданной, то есть можно считав известными направляющие косинусы орт $\bar{i}_3, \bar{j}_3, \bar{k}_3$.

Составим матрицу ориентации системы $Cx_6y_6z_6$ в системе $Cx_3y_3z_3$, L_{36} для этого следует перемножить матрицы L_{34}, L_{45}, L_{56}, получим:

$$L_{36} = \begin{bmatrix} cos\varphi_4 & 0 & \sin\varphi_4 \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varphi_4 & 0 & cos\varphi_4 \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} \tilde{n}os\varphi_5 & \sin\varphi_5 & 0 \\ -\sin\varphi_5 & \cos\varphi_5 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} cos\varphi_6 & 0 & \sin\varphi_6 \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin\varphi_6 & 0 & cos\varphi_6 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} cos\varphi_4 \cdot cos\varphi_5 \cdot cos\varphi_6 - \sin\varphi_4 \sin\varphi_6 & cos\varphi_4 \cdot \sin\varphi_5 & cos\varphi_4 \cdot cos\varphi_5 \cdot \sin\varphi_6 + \sin\varphi_4 \cdot cos\varphi_6 \\ -\sin\varphi_5 \cos\varphi_6 & cos\varphi_5 & \sin\varphi_5 \sin\varphi_6 \\ \sin\varphi_4 \cdot cos\varphi_5 \cdot cos\varphi_6 - \cos\varphi_4 \cdot \sin\varphi_6 & -\sin\varphi_4 \sin\varphi_5 & \sin\varphi_4 \cos\varphi_5 \cos\varphi_6 + \cos\varphi_4 \cos\varphi_6 \end{bmatrix}$$

Элементы этой матрицы представляют скалярные произведения орт:

$$\alpha_{11} = \bar{i}_3 \cdot \bar{i}_6 \ \alpha_{12} = \bar{i}_3 \cdot \bar{\gamma}_6 \ \alpha_{13} = \bar{i}_3 \cdot \bar{k}_6$$
$$\alpha_{21} = \bar{\gamma}_3 \cdot \bar{i}_6 \ \alpha_{22} = \bar{\gamma}_3 \cdot \bar{\gamma}_6 \ \alpha_{23} = \bar{\gamma}_3 \cdot \bar{k}_6 \quad (5)$$
$$\alpha_{31} = \bar{k}_3 \cdot \bar{i}_6 \ \alpha_{32} = \bar{k}_3 \cdot \bar{\gamma}_6 \ \alpha_{33} = \bar{k}_3 \cdot \bar{k}_6$$

Из последних уравнений получим:

$$\varphi_4 = \operatorname{arc}tg\frac{\overline{k_3}\cdot\overline{\gamma_6}}{\overline{i_3}\cdot\overline{\gamma_6}}\ \varphi_5 = \arccos\overline{\gamma_3}\cdot\overline{\gamma_6}\ \varphi_6 = \operatorname{arc}tg\frac{\overline{\gamma_3}\cdot\overline{i_6}}{\overline{\gamma_3}\cdot\overline{k_6}} \qquad (6)$$

Заданное положение кисти достигается в том случае, если углы φ_i (i=1…,6) исполнительного механизма примут значения, определенные выше, соответствующие заданным значениям коэффициентов матрицы положения кисти.

Определение обобщенных скоростей механизма.

Обобщение скорости или произведение по времени от относительных координат звеньев протеза необходимыми для управления скоростью кисти искусственной руки.

Вначале определим относительные угловые скорости $\dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2, \dot{\varphi}_3$ для чего используем абсолютную линейную скорость точки С-$\overline{\Omega}$, которую считаем заданной в неподвижной системе координат.

Для решения задачи вначале следует найти проекции этой скорости на оси $ox_1y_1z_1$, связанной со звеном 1. Эти проекции равны:

$$\begin{aligned} V_{x_1} &= -\dot{\varphi}_1[l_2\cos\varphi_2 + l_3\cos(\varphi_2+\varphi_3)] \\ V_{y_1} &= \dot{\varphi}_2\cdot l_2\sin\varphi_2 + l_3\sin(\varphi_2+\varphi_3)(\dot{\varphi}_2+\dot{\varphi}_3) \quad , \\ V_{z_1} &= \dot{\varphi}_2\cdot l_2\cos\varphi_2 + l_3\sin(\varphi_2+\varphi_3)(\dot{\varphi}_2+\dot{\varphi}_3) \end{aligned} \qquad (7)$$

где V_{x_1}, V_{y_1}, V_{z_1} - проекции абсолютной скорости точки С на оси x_1, y_1,z_1.

Из первого уравнения найдем:

$$\dot{\varphi}_1 = -\frac{V_{x_1}}{l_2\cos\varphi_2 + l_3\cos(\varphi_2+\varphi_3)}$$

Из второго и третьего уравнения найдем:

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}_2 &= -\frac{V_{y_1}\cos(\varphi_2+\varphi_3) + V_{z_1}\sin(\varphi_2+\varphi)}{l_2\sin\varphi_3)} \\ \dot{\varphi}_3 &= -\frac{V_{y_1}\cos\varphi_2 + V_z\sin\varphi_2}{l_3\sin\varphi_3} - \dot{\varphi}_2 \end{aligned} \qquad (8)$$

Далее определим обобщенные скорости $\dot{\varphi}_4, \dot{\varphi}_5, \dot{\varphi}_6$. Для решения этой задачи спроектируем векторы относительных угловых скоростей звеньев $\overline{\omega}_4, \overline{\omega}_5, \overline{\omega}_6$ на оси системы $Cx_3y_3z_3$, связанной со звеном 3.

Эти проекции соответственно имеют вид:

$$\begin{aligned} \left|\omega_4\right| &= \left|o, \omega_4, o\right|^T, \\ \left|\omega_5\right| &= \left|\omega_5\sin\varphi_4, o, \omega_5\cos\varphi_4\right|^T \\ \left|\omega_6\right| &= \left|\omega_6\sin\varphi_5\cos\varphi_4, \omega_6\cos\varphi_5, \omega_6\sin\varphi_5\sin\varphi_4\right| \end{aligned} \qquad (9)$$

Они получаются с использованием соответствующих матриц относительного поворота звеньев 4,5,6.

Кроме того, на оси системы $Cx_3y_3z_3$ легко найти и проекции абсолютной угловых скоростей кисти, найденных раннее скоростей, $\overline{\omega}_1, \overline{\omega}_2, \overline{\omega}_3$.

Учитывая, что $\overline{\Omega} = \overline{\omega}_1 + \overline{\omega}_2 + \overline{\omega}_3 + \overline{\omega}_4 + \overline{\omega}_5 + \overline{\omega}_6 = \sum_{i=1}\overline{\omega}_i$, (10)

получим:

$$\begin{bmatrix}\Omega_{x_3}\\ \Omega_{y_3}\\ \Omega_{z_3}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}0+\\ \omega_1\cos\varphi_3\\ \omega_1\sin\varphi_3\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\omega_1\sin\varphi_5\cos\varphi_4+\omega_5\sin\varphi_4\\ \omega_6\cos\varphi_5+\omega_4\\ \omega_6\sin\varphi_5\sin\varphi_4+\omega_5\cos\varphi_4\end{bmatrix} \quad (11)$$

Здесь $\Omega_{x_3},\Omega_{y_3},\Omega_{z_3}$ - проекции абсолютной угловой скорости кисти на оси системы $Cx_3y_3z_3$.

Эти проекции получаются перемножением матриц:

$$\left|\Omega_3\right| = L_{32}\cdot L_{21}\cdot L_0\left|\Omega\right| \ , \quad (12)$$

где $\left|\Omega_3\right|$ - столбец координат абсолютной угловой скорости кисти в системе $Cx_3y_3z_3$.

$\left|\Omega\right|$ - столбец этой же скорости в абсолютной системе координат.

$L_{ij}(i,j=0,1,2)$ - известные матрицы перехода относительных поворота звеньев

Из выражения (12) получим:

$$\Omega_{x_3}-\omega_2-\omega_3=\omega_6\sin\varphi_5\cos\varphi_4+\omega_5\sin\varphi_4$$

$$\Omega_{y_3}-\omega_1\cos\varphi_3=\omega_6\cos\varphi_5+\omega_4 \quad (13)$$

$$\Omega_{z_3}-\omega_1\sin\varphi_3=\omega_6\sin\varphi_5\cos\varphi_4+\omega_5\cos\varphi_4 ,$$

откуда найдем:

$$\dot{\varphi}_5=\omega_5=\frac{(\Omega_{x_3}-\omega_2-\omega_3)\sin\varphi_4-(\Omega_{z_3}-\omega_1\sin\varphi_3)\cos\varphi_4}{\sin^2\varphi_4-\cos^2\varphi_4}$$

$$\dot{\varphi}_6=\omega_6=\frac{(\Omega_{x_3}-\omega_2-\omega_1)\cos\varphi_4-(\Omega_{z_3}-\omega_1\sin\varphi_3)\sin\varphi_4}{\sin\varphi_5} \quad (14)$$

$$\dot{\varphi}_4=\omega_4=\Omega_{y_3}-\omega_1\cos\varphi_3-\omega_6\cos\varphi_5$$

Алгоритмы приведенной схемы должны быть замкнуты по положению и исходной информацией для вычисления задающих воздействий, поступающих на входы приводов ПС являются значения φ_i (i=1…,6)

Структурная схема кинематического алгоритма управления представлена на рис.2.

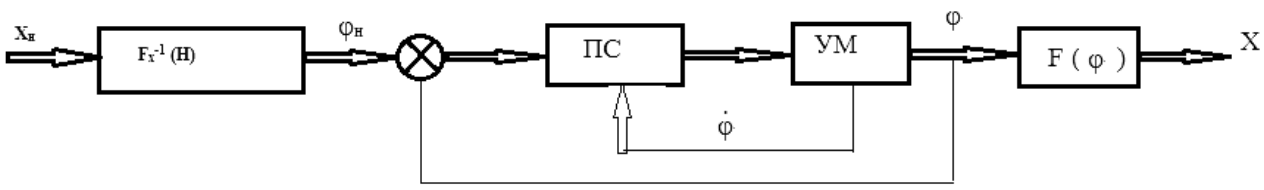


Рис. 2. Структурная схема алгоритма управления

Двигатели приводов, отрабатывая поступающие на них задающие воздействия, приводят систему в заданное положение.

Список литературы:

1. Воробьев Е.И., Скворчевский А.К., Сергеев А.М. Проблема создания алгоритмов управления антропоморфными роботами // Медицина и высокие технологии №1. 2012 С. 7 – 17.
2. Механизмы промышленных роботов: кн.1. / под ред. Фролова К.В., Воробьев Е.И. М.: Высшая школа, 1979.
3. П.Д. Кутько Управления исполнительными системами роботов. М.: Наука. 1991.
4. М. Вукобратович Шагающие роботы и антропоморфные механизмы. М.: «Мир». 1976.

УДК 621.73

НАПРЯЖЁННОЕ СОСТОЯНИЕ ФЛАНЦА ЗАГОТОВКИ ПРИ ОГРАНИЧЕНИИ ЕГО РАДИАЛЬНОГО ТЕЧЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ ВЫТЯЖКИ ПО ВНУТРЕННЕЙ ПОВЕРХНОСТИ

THE STRESS STATE IN THE WORKPIECE FLANGE RESTRICTING ITS RADIAL FLOW IN THE PROCESS OF DRAWING ON THE INNER SURFACE

Воронцов А. Л., д.т.н., Балахонцева Н. А.
(МГТУ им. Н. Э. Баумана, г. Москва, Россия)

Получены расчётные формулы, необходимые для успешного проектирования технологического процесса вытяжки по внутренней поверхности с учётом этапа деформации фланца заготовки в условиях ограничения его радиального течения. Высокие точность и надёжность расчётных формул подтверждены сопоставлением с экспериментальными данными.

***Ключевые слова**: штамповка втулки с фланцем, вытяжка, напряжения.*

Calculation formulas necessary for the successful design process drawing on the inner surface of taking into account stage deformation of the flange blanks in a restriction of its radial flow. High accuracy and reliability of the calculation formulas are confirmed by comparison with experimental data.

***Keywords**: forging, bushing with flange, drawing, tensions.*

Для анализа рассмотрено напряжённое состояние, возникающее при деформации пуансоном фланца заготовки в условиях ограничения матрицей его радиального течения (рис. 1.а).

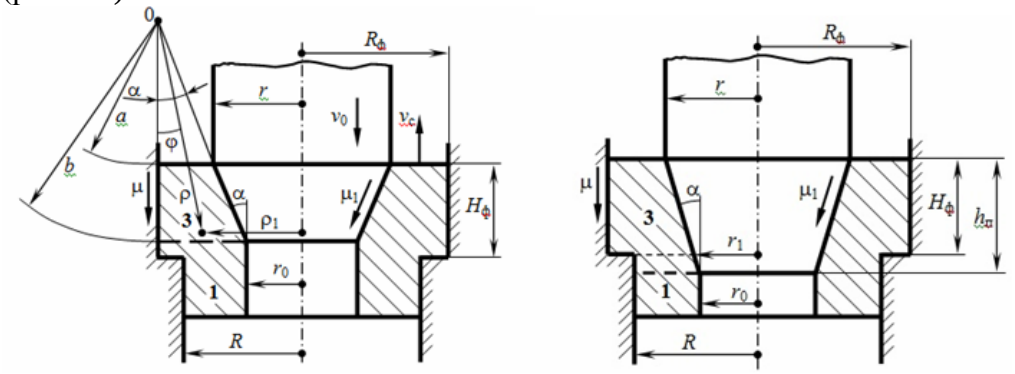


Рис. 1. а) Расчётная схема вытяжки на этапе деформации фланца в условиях ограничения его радиального течения. б) Расчётная схема вытяжки в случае высоты рабочего торца пуансона $h_п$, превышающей высоту фланца $H_ф$.

На этапе внедрения пуансона во фланец **3**, течение которого в радиальном направлении ограничено матрицей, максимальная сила определяется формулой

$$P_м = 3{,}63\sigma_s\left\{0{,}5(r^2 - r_0^2) + \left(1 + \frac{\mu + \mu_1}{\sin\alpha}\right)\left[(R_ф^2 - r_0^2)\ln\left(\frac{R_ф - r_0}{R_ф - r}\right) - R_ф(r - r_0)\right]\right\}. \quad (1)$$

При наличии упрочнения среднее по очагу пластической деформации значение напряжения текучести вычисляется как

$$\sigma_s = \frac{\sigma_{s0} + \sigma_{sк}}{2}, \quad (2)$$

где σ_{s0} – начальное напряжение текучести (предел текучести), а $\sigma_{sк}$ – конечное напряжение текучести, соответствующее накопленной деформации e_i, которую предлагается

определять следующим образом: поскольку рассматриваемый процесс вытяжки является стационарным, то будем определять накопленную деформацию на верхней границе очага упрощённо, полагая аналогично работе [3, с. 208], что она определяется отношением уменьшения толщины стенки, т.е. $r - r_0$, к её первоначальной толщине $R_ф - r_0$. Тогда с учётом того, что при плоском деформированном состоянии коэффициент Лоде β=1,155, можно написать, что на верхней границе очага условная относительная деформация

$$e = 1{,}155\frac{r - r_0}{R_ф - r_0}. \qquad (3)$$

В работе [4] было показано, что при построении истинных кривых упрочнения накопленной деформации соответствует не условная, а логарифмическая деформация, которую, исходя из равенства (53) работы [5],

$$e = 1 - \mathrm{e}^{-e_i}, \qquad (4)$$

где e – основание натурального логарифма, можно вычислить с помощью формулы

$$e_i = -\ln(1 - e). \qquad (5)$$

Следует заметить, что с учётом применения на практике достаточно малых углов α и, соответственно, сравнительно высоких рабочих торцов пуансонов может иметь место случай, когда в момент полного внедрения рабочего торца пуансона во фланец (рис. 1.б) высота деформирующей части этого торца $h_п$ превысит высоту фланца $H_ф$, т.е. одновременно будет происходить не только деформация фланца, но и деформация вытягиваемой части заготовки в области матрицы радиуса R, подробно рассмотренная в работе [1]. В этом случае, строго говоря, надо определять граничный радиус r_1, после чего раздельно вести вычисления составляющих полной силы по вышеприведённым формулам и по формулам работы [1], а затем суммировать полученные результаты.

Однако приводимые ниже сопоставления с экспериментальными данными показывают достаточно высокую точность теоретических расчётов и в случае применения для вычисления полной силы только вышеприведённых формул, т.е. принятия того, что в случае, показанном на рис. 1.б, высота фланца $H_ф$ распространяется на всю высоту $h_п$. Такое допущение не требует никаких изменений вышеприведённых формул, поскольку высоты $H_ф$ или $h_п$ в них не входят.

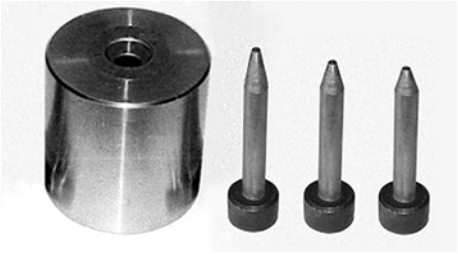


Рис. 2. Набор пуансонов с α=10°, 15°, 20° и матрица с полостью в верхней части под фланец.

Для опытной штамповки использовался набор различных по форме и размерам пуансонов и матриц. В частности, для целенаправленной проверки полученных расчётных формул использовался инструмент, показанный на рис. 2. Эксперименты производились с однотипными заготовками из алюминиевых сплавов АД1, АВ и стали 15Х. Разная степень деформации достигалась варьированием радиуса исходного отверстия r_0. Заготовки и типовые изделия, полученные из них в результате штамповки, показаны на рис. 3. Высота фланца всех исходных заготовок $H_ф$=6 мм.

Для экспериментальной штамповки использовалась смазка ЦИАТИМ. Заметное улучшение качества получаемых поверхностей наблюдалось при дополнении указанной смазки металлосодержащей маслорастворимой композицией «Валена», поставляемой по ТУ 0257-001-17368431-05, технологическая эффективность которой широко исследуется на нашей кафедре «Технологии обработки материалов» МГТУ им. Н.Э. Баумана в творческом содружестве с создателем «Валены» профессором, д.т.н. Д. Н. Гаркуновым.

Сопоставление расчётных значений с экспериментальными данными представлено в табл. 1 и показывает хорошую сходимость во всём диапазоне проведённых опытов.



а) б)

Рис. 3. а) Исходные заготовки и отштампованные изделия с круглым отверстием из алюминиевого сплава АД1; б) Исходные заготовки и отштампованные изделия с шестигранным отверстием из алюминиевого сплава АД1.

Пример. Смазанная ЦИАТИМ заготовка из алюминиевого сплава АД1 с исходными размерами $R_ф$=10 мм и r_0=2,5 мм была подвергнута по схеме на рис. 1.а. холодной вытяжке по внутренней поверхности пуансоном с r=5 мм и α=10°. Требуется определить силу вытяжки на этапе деформации фланца в условиях ограничения его радиального течения и сравнить расчётное значение с экспериментальной величиной $P_{мэ}$=9,3 кН.

Таблица 1.

Сравнение расчётных и экспериментальных значений силы на этапе деформации фланца при ограничении его радиального течения($\mu=\mu_1$=0,1, $R_ф$=10 мм, r=5 мм)

Материал	α°	r_0, мм	e_i	$\sigma_{sк}$, МПа	σ_s, МПа	$P_м$, кН	$P_{мэ}$, кН	δ, %
АД1	10	2,5	0,486	100	70	9,500	9,3	2,1
		3,0	0,400	93	66	7,441	7,2	3,2
		3,5	0,310	85	62	5,347	5,2	2,7
		4,0	0,214	75	57	3,323	3,2	3,7
	15	2,5	0,486	100	70	8,247	8,0	3,0
		3,0	0,400	93	66	6,470	6,2	4,2
		3,5	0,310	85	62	4,659	4,5	3,4
		4,0	0,214	75	57	2,903	2,8	3,5
	20	2,5	0,486	100	70	7,625	7,4	2,9
		3,0	0,400	93	66	5,989	5,8	3,2
		3,5	0,310	85	62	4,318	4,2	2,7
		4,0	0,214	75	57	2,695	2,6	3,5
АВ	10	2,5	0,486	249	194	26,371	25,8	2,2
		3,0	0,400	240	190	21,264	20,7	2,7
		3,5	0,310	229	185	15,846	15,3	3,4
		4,0	0,214	217	178	10,319	9,9	4,1
	15	2,5	0,486	249	194	22,891	22,3	2,6
		3,0	0,400	240	190	18,490	17,9	3,2
		3,5	0,310	229	185	13,808	13,3	3,7
		4,0	0,214	217	178	9,014	8,6	4,6
	20	2,5	0,486	249	194	21,165	20,5	3,1
		3,0	0,400	240	190	17,114	16,5	3,6
		3,5	0,310	229	185	12,797	12,2	4,7
		4,0	0,214	217	178	8,367	7,9	5,6
15Х	10	2,5	0,486	632	506	68,680	67,8	1,3
		3,0	0,400	609	494	55,349	54,2	2,1
		3,5	0,310	581	480	41,219	40,0	3,0
		4,0	0,214	548	464	26,829	25,7	4,2
	15	2,5	0,486	632	506	59,617	58,5	1,9
		3,0	0,400	609	494	48,128	46,8	2,8
		3,5	0,310	581	480	35,917	34,7	3,4
		4,0	0,214	548	464	23,438	22,3	4,9
	20	2,5	0,486	632	506	55,122	53,9	2,2
		3,0	0,400	609	494	44,547	43,2	3,0
		3,5	0,310	581	480	33,287	32,0	3,9
		4,0	0,214	548	464	21,756	20,6	5,3

Решение. С учётом хорошей смазки принимаем $\mu=\mu_1=0{,}1$ и по формуле (3) находим условную относительную деформацию $e=0{,}385$. Затем по выражению (5) вычисляем накопленную деформацию e_i =0,486. В соответствии с аппроксимацией кривой упрочнения алюминиевого сплава АД1

$$\sigma_s = 180 - 130e^{-e_i} - 10e^{-20e_i} \text{ МПа}, \quad (6)$$

с высокой точностью соответствующей справочным данным [6, с. 106, рис. 5.20 или с. 124, рис. 5.73], находим $\sigma_{sк}$=100 МПа. При e_i =0 получаем σ_{s0}=40 МПа и по формуле (2) находим среднее напряжение текучести σ_s=70 МПа. Далее по формуле (1) находим силу вытяжки на этапе деформации фланца в матрице $P_м$=9,5 кН. Сравнивая с экспериментальной величиной, определяем расхождение δ=2,1%.

Расчёты для других материалов выполнялись аналогично. При этом использовались аппроксимация кривой упрочнения алюминиевого сплава АВ [2, с. 206]

$$\sigma_s = 349 - 163e^{-e_i} - 46e^{-20e_i} \text{ МПа}, \quad (7)$$

и аппроксимация стали 15Х

$$\sigma_s = 900 - 435e^{-e_i} - 85e^{-20e_i} \text{ МПа}, \quad (8)$$

с высокой точностью соответствующая справочным данным [7, с. 65, рис. 42, кривая 1].

Таблица 2.

Сравнение расчётных и экспериментальных значений силы вытяжки участка меньшего наружного радиуса ($\mu=\mu_1=0{,}1$, R=7,5 мм, r=5 мм)

Материал	α°	r_0, мм	e_i	$\sigma_{sк}$, МПа	σ_s, МПа	P, кН	$P_э$, кН	δ, %
АД1	10	2,5	0,543	104	72	8,028	7,7	4,1
		3,0	0,478	99	70	6,673	6,4	4,1
		3,5	0,395	92	66	5,202	4,9	5,8
		4,0	0,292	83	61	3,630	3,4	6,3
	15	2,5	0,543	104	72	7,852	7,5	4,5
		3,0	0,478	99	70	6,581	6,3	4,3
		3,5	0,395	92	66	5,199	4,9	5,8
		4,0	0,292	83	61	3,715	3,5	5,8
	20	2,5	0,543	104	72	7,951	7,6	4,4
		3,0	0,478	99	70	6,716	6,5	3,2
		3,5	0,395	92	66	5,369	5,2	3,1
		4,0	0,292	83	61	3,917	3,7	5,5
АВ	10	2,5	0,543	254	197	21,912	21,5	1,9
		3,0	0,478	248	194	18,572	18,1	2,5
		3,5	0,395	239	190	14,895	14,4	3,3
		4,0	0,292	227	184	10,843	10,2	5,9
	15	2,5	0,543	254	197	21,431	20,9	2,5
		3,0	0,478	248	194	18,319	17,8	2,8
		3,5	0,395	239	190	14,887	14,3	3,9
		4,0	0,292	227	184	11,098	10,5	5,4
	20	2,5	0,543	254	197	21,702	21,2	2,3
		3,0	0,478	248	194	18,694	18,2	2,6
		3,5	0,395	239	190	15,373	14,8	3,7
		4,0	0,292	227	184	11,699	11,2	4,3
15Х	10	2,5	0,543	647	514	57,087	56,0	1,9
		3,0	0,478	630	505	48,367	47,1	2,6
		3,5	0,395	607	493	38,769	37,5	3,3
		4,0	0,292	575	478	28,201	26,9	4,6
	15	2,5	0,543	647	514	55,835	54,6	2,2
		3,0	0,478	630	505	47,707	46,3	2,9
		3,5	0,395	607	493	38,748	37,2	4,0
		4,0	0,292	575	478	28,866	27,5	4,7
	20	2,5	0,543	647	514	56,539	55,6	1,7
		3,0	0,478	630	505	48,683	47,5	2,4
		3,5	0,395	607	493	40,012	38,8	3,0
		4,0	0,292	575	478	30,429	29,1	4,4

Для большей объективности проведём также сопоставление с независимыми

экспериментальными данными, приведёнными на с. 300-301 работы [8] для случая аналогичной стеснённой деформации фланца: $R_ф$=23,5 мм, r_0=18 мм, r=21 мм, α=12°50′, $\mu=\mu_1$=0,25, σ_s=600 МПа, $P_{мэ}$=915 кН. Подставив эти данные непосредственно в формулу (1), получим $P_м$=903 кН, т.е. расхождение по сравнению с $P_{мэ}$=915 кН составляет δ=1,3%.

В процессе данных опытов были также проведены и замеры сил на этапе вытяжки цилиндрической части, расположенной в матрице на участке радиуса R (рис. 1.а), что позволило дополнительно проверить точность формул, полученных в работе [1]. Сопоставление расчётных значений с экспериментальными данными представлено в табл. 2 и также показывает хорошую сходимость во всём диапазоне проведённых опытов. Все расчёты выполнялись по методике, подробно изложенной в примере из работы [1]. В расчётах использовались приведённые выше аппроксимации (6)-(8) кривых упрочнения материалов, использованных в опытах.

Из сравнения таблиц 1 и 2 видно, что сила, необходимая для стеснённой в радиальном направлении деформации фланца может быть как несколько больше, так и меньше чем сила, необходимая для последующей вытяжки участка меньшего наружного диаметра.

Применяя соответствующие формы пуансонов и матриц, вытяжкой по внутренней поверхности с помощью простой замены того или иного инструмента можно получить разнообразные профили как внутренней, так и наружной поверхностей изделия. Наиболее простым сочетанием являются цилиндрические внутренняя и наружные поверхности (рис. 3.а). Если же использовать пуансон с шестигранной формой поперечного сечения, то можно получить отверстия соответствующего шестигранного поперечного сечения (рис. 3.б), а выполнив в отверстии матрицы резьбовую поверхность – изделия типа полых винтов (рис. 4). В последнем случае желательно, чтобы металл тёк преимущественно в радиальном направлении, т.к. при интенсивном течении в осевом направлении возможно срезание образовавшейся резьбы или её неполное оформление. Поэтому при получении резьбы целесообразно ограничивать осевое течение металла соответствующим выступом матрицы или опорной втулкой (рис. 5.I), а внутренний диаметр исходной заготовки подбирать из условия, чтобы объём металла, перемещаемого в процессе деформации пуансоном, соответствовал объёму металла, необходимого для полного заполнения резьбовой канавки. При таких условиях деформируемый металл течёт преимущественно в радиальном направлении, в связи с чем высоты заготовки и изделия практически совпадают, что хорошо видно на рис. 4. Применение опорной втулки позволяет в случае необходимости легко получить ниже участка с резьбой гладкий цилиндрический выступ по схеме, показанной на рис. 5. II-а. Для этого сначала подпирают втулкой нижнюю часть заготовки и получают резьбу, а затем втулку убирают и дальнейшим ходом пуансона получают гладкий цилиндрический выступ ниже участка с резьбой.

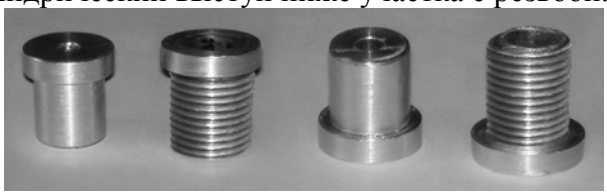


Рис. 4. Исходные заготовки и отштампованные изделия с наружной резьбой из алюминиевого сплава АД1.

Без особых затруднений на внутренней или наружной поверхностях деталей можно получать рифления, шлицы или им подобные канавки различной формы. Для этого необходимо придать матрице (или пуансону) соответствующую форму в нужной зоне, например, в зоне верхнего фланца изделия (рис. 5.II-б). По той же схеме вместо рифлёной можно получить и иную поверхность, например, в форме шестигранной гайки.

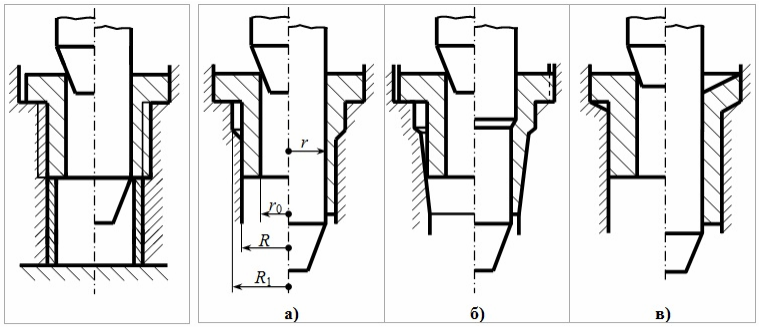


Рис. 5. I – Применение опорной втулки при получении изделия с наружной резьбой; II – Варианты применения вытяжки по внутренней поверхности: а) получение изделия с преимущественными цилиндрическими участками, соединёнными ступенчатыми или конусообразными переходами; б) получение изделия с рифлёным фланцем и большим коническим участком; в) получение изделия с вогнутым фланцем.

По схеме, показанной на рис. 5.II-в, без особых затруднений можно получать вогнутые фланцы воронкообразной формы. При этом процесс деформации начинается с выгибания фланца и дополнительных силовых затрат на это выгибание по сравнению с обычной деформацией фланца (рис. 5.II-а) не требует.

Сопоставительные расчёты показывают, что при получении всех вышеупомянутых изделий с помощью выдавливания [9] деформирующие силы увеличиваются в 10 и более раз по сравнению с вытяжкой по внутренней поверхности. Вследствие этого многократно увеличиваются энергетические затраты, а также расход дорогостоящего штампового инструмента из-за резкого уменьшения его стойкости при выдавливании по сравнению с вытяжкой.

Приведённые результаты убедительно показывают, что вытяжка по внутренней поверхности может быть успешно использована для изготовления изделий типа ступенчатых втулок с достаточно сложной формой наружной поверхности или с профилированной внутренней поверхностью.

Список литературы

1. Воронцов А. Л., Ступников В. П., Балахонцева Н. А. Получение полых ступенчатых изделий вытяжкой по внутренней поверхности. Напряжённое состояние вытягиваемой части заготовки // Производство проката, 2012, № 7. С. 36-45 .
2. Воронцов А. Л. Технологические задачи теории пластичности. Том 1. М.: Машиностроение. 2006. 474 с.
3. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение. 1977. 278 с.
4. Воронцов А. Л. Методические указания по аппроксимации кривых упрочнения // Производство проката. 2001. № 3. С. 21-25.
5. Воронцов А. Л. Некоторые проблемы механики деформируемого твёрдого тела и её технологических приложений. 9. Степень деформации и накопленная деформация. Деформированное состояние заготовки и учёт упрочнения при осадке и вдавливании в полупространство. Часть 3 // Производство проката. 2011. № 4 С. 40-48.
6. Кроха В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации. Справочник. М.: Машиностроение. 1980. 157 с.
7. Холодная объемная штамповка. Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. М.: Машиностроение. 1973. 496 с.
8. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия. 1972. 408 с.
9. Воронцов А. Л. Теория штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение. 2004. 721 с.

УДК 621.9.01

ТЕОРИЯ РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛОВ

THEORY OF METAL CUTTINQ

Воронцов А.Л.[(а)], д.т.н., проф, Албагачиев А.Ю.[(б,в)] д.т.н., проф.,
Султан-заде Н.М.[(г)], д.т.н., проф., Савкин А.И.[(д)], гл. редактор
([(а)] МГТУ им . Н.Э.Баумана, [(б)] ИМАШ РАН, [(в))] МГУПИ, [(г)] МГИУ,
[(д)] Журнал «Вестник машиностроения», Москва, Россия)

На основе решения уравнений механики сплошной среды разработана теория резания

***Ключевые слова**: резание, уравнение, механика, скорость, давление, сила, стружка, накопленная деформация.*

By solvinq the equations of continiuum mechanics wasdeveloped theory of cuttinq.

***Key words:** cuttinq, equations, mechanics, speed, pressure, force, shavinq, accumulated strain*

Математический анализ процесса резания проводим в соответствии с традиционными представлениями [4, 6, 9], по которому имеет место плоское деформированное состояние, т.е. деформация в направлении, перпендикулярном плоскости чертежа, равна нулю. На с. 82 работы [4] указано, что это хорошо соответствует несвободному резанию и с достаточной точностью имеет место и при свободном резании в том случае, если ширина стружки не очень мала по сравнению с толщиной срезаемого слоя h_1 (это же подтверждается и на с. 419 работы [6]).

Новая расчётная схема процесса резания представлена на рис. 1. Она применима как при положительных, так и при отрицательных передних углах γ.

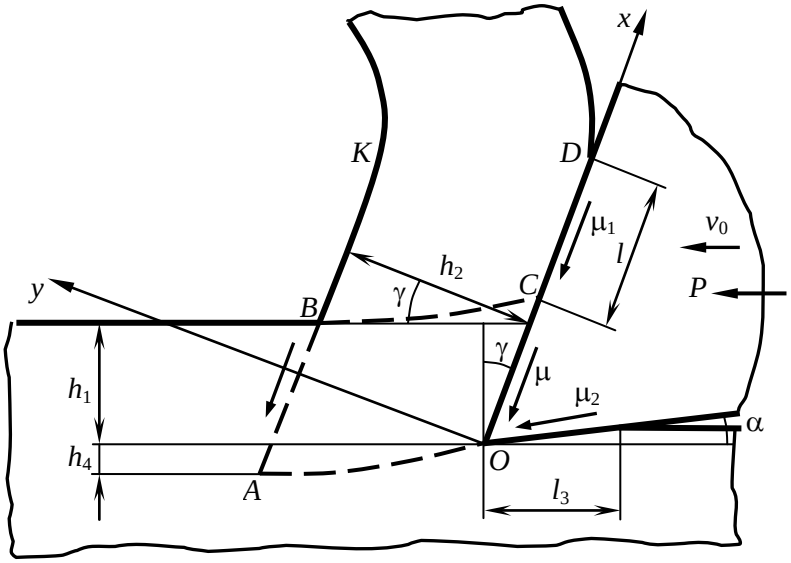


Рис. 1. Расчётная схема процесса резания

Таким образом, определение напряжённо-деформированного состояния будет производиться на единицу длины в направлении, перпендикулярном плоскости чертежа. Следовательно, указанные на рис. 1 геометрические параметры можно рассматривать как характеристики соответствующих площадей.

Например, площадь поперечного сечения стружки, приходящаяся на единицу её ширины, определяется произведением $h_2 \cdot 1$, т.е. h_2.

Новая расчётная схема принципиально отличается от любых схем, которые использовались ранее как отечественными, так и зарубежными учёными. Укажем основные особенности предлагаемой схемы.

Резец внедряется в материал обрабатываемой заготовки со скоростью v_0 (ввиду относительности движения неважно, что именно движется в действительности; например, при строгании движется резец, а при точении – материал заготовки). Возникающий при этом очаг интенсивной пластической деформации заключён в пространстве, ограниченном поверхностью резца на участке *OC*, а также пунктирными линиями *AB, AO* и *BC*. Линия *AB* и продолжающая её поверхность стружки на участке *BK* параллельны поверхности резца. Удалённость линии *AK* от рабочей поверхности резца определяется толщиной стружки h_2, которая заранее не задаётся, а должна быть найдена в ходе математического решения. Форма кривой *AO* также заранее не задаётся, а должна быть найдена после полного определения кинематики течения в очаге интенсивной пластической деформации. При этом размер h_3 определит глубину упрочнённого слоя обработанной поверхности, вышедшей из-под резца. Аналогично может быть найдена и форма верхней границы *BC*. В области *BCDK*, расположенной выше верхней границы очага интенсивной пластической деформации, имеют место вторичные упругопластические деформации, обусловленные происходящим выравниванием неравномерно распределённых вдоль поверхности границы *BC* скоростей пластического истечения материала заготовки в стружку. В этой области образующаяся стружка контактирует с передней поверхностью резца на некоторой длине *l*, а выше точки *D* происходит её изгиб и отход от поверхности резца. Когда пластически деформированная зона высотой h_4 оказывается правее острия резца *O,* происходит её упругая разгрузка, обуславливающая контакт с задней поверхностью резца на длине l_3, которую мы будем определять позднее. На длину контакта l_3 влияют как напряжения, действовавшие в указанной зоне в момент интенсивной пластической деформации, так и угол α, определяющий наклон задней поверхности резца.

Применим прямоугольную систему осей координат *xOy*, показанную на рис. 1. Ось *z* направлена перпендикулярно плоскости чертежа. Используем жёсткопластическую модель деформируемого материала, а скоростное или деформационное упрочнение будем учитывать средней величиной напряжения текучести σ_s в очаге пластической деформации. Принимаем, что напряжения трения на контактных поверхностях определяются законом Зибеля $\tau_к = \mu\beta\sigma_s$, где β – коэффициент Лоде, равный при плоской деформации 1,155, а μ – коэффициент трения по напряжению текучести. Направления напряжений контактного трения показаны на рис. 1 стрелками, рядом с которыми указаны обозначения коэффициентов трения, соответствующих рассматриваемым участкам контактной поверхности.

С учётом того, что скорость линейной деформации $\xi_z=0$, для рассматриваемой задачи имеют место следующие уравнения теории пластического течения:

1) кинематические уравнения Коши, связывающие скорости деформации со скоростями течения:

$$\begin{cases} \xi_x = \dfrac{\partial v_x}{\partial x}, \\ \xi_y = \dfrac{\partial v_y}{\partial y}, \\ \eta_{xy} = \dfrac{\partial v_x}{\partial y} + \dfrac{\partial v_y}{\partial x}; \end{cases} \quad (1)$$

2) условие несжимаемости (условие постоянства объёма):

$$\xi_x + \xi_y = 0; \quad (2)$$

3) выражение интенсивности скоростей деформации:

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\xi_x - \xi_y)^2 + \xi_x^2 + \xi_y^2 + \frac{3}{2}\eta_{xy}^2}\ ; \quad (3)$$

4) уравнения связи напряжений со скоростями деформации Леви–Мизеса:

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma + \dfrac{2}{3}\dfrac{\sigma_s}{\xi_i}\xi_x\ , \\ \sigma_y = \sigma + \dfrac{2}{3}\dfrac{\sigma_s}{\xi_i}\xi_y\ , \\ \tau_{xy} = \dfrac{1}{3}\dfrac{\sigma_s}{\xi_i}\eta_{xy}\ ; \end{cases} \quad (4)$$

5) уравнения равновесия:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \dfrac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0\,, \\ \dfrac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \dfrac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0\,. \end{cases} \quad (5)$$

Таким образом, выражения (1)-(5) образуют замкнутую систему 10 дифференциальных уравнений в частных производных относительно 10 неизвестных величин: $v_x, v_y, \xi_x, \xi_y, \eta_{xy}, \sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \sigma.$

Для осевой скорости течения v_y имеем следующие граничные условия на линиях *OC* и *AB*:

$$\begin{cases} v_y = v_0 \cdot \cos\gamma \ \text{ при } \ y = 0, \\ v_y = 0 \ \text{ при } y = h_2. \end{cases} \quad (6)$$

В направлении оси *x* со стороны области *BCDK* на верхнюю границу *BC* очага интенсивной пластической деформации действуют сжимающие напряжения, обусловленные направленной вдоль оси *x* силой контактного трения, действующей на длине *l*. Как известно, при достаточно строгом решении прикладных задач теории пластичности обычно удаётся удовлетворить статические граничные условия лишь в смягчённой интегральной форме. Поэтому определим среднюю по толщине стружки величину напряжения в направлении оси *x*, обусловленного вышеупомянутой силой трения:

$$\sigma_{\text{ср}} = -\frac{\mu_1 \beta \sigma_s l}{h_2}. \qquad (7)$$

С учётом этого для напряжения σ_x, действующего в очаге интенсивной пластической деформации *AOBC*, в точке *C*, координату которой представим в виде $x=uh_1$ (где некоторый коэффициент *u* будет конкретизирован нами позднее) можно написать следующее граничное условие:

$\sigma_x = \sigma_{\text{ср}}$,

или

$$\sigma_x = -\frac{\mu_1 \beta \sigma_s l}{h_2} \quad \text{при} \quad x = uh_1. \qquad (8)$$

На этом постановка задачи нами закончена, и можно приступить к её математическому решению.

Зададим кинематически возможную скорость пластического течения в направлении оси *y* следующей функцией, тождественно удовлетворяющей граничным условиям (6):

$$v_y = v_0 \cos\gamma \left(1 - \frac{y}{h_2}\right). \qquad (9)$$

Подставив выражения (2) в условие (3), получим уравнение

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0. \qquad (10)$$

С учётом равенства (10) уравнение (11) сводится к виду

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{v_0 \cos\gamma}{h_2},$$

или

$$v_x = \int \frac{v_0 \cos\gamma}{h_2} \partial x + f(y), \qquad (11)$$

где $f(y)$ – произвольная функция от координаты *y* (она получается вместо константы с учётом частной производной). Эту функцию необходимо определить в ходе дальнейшего решения.

Выполнив интегрирование в выражении (11), получим:

$$v_x = \frac{v_0 \cos\gamma}{h_2} x + f(y). \qquad (12)$$

Конкретизируем выражения скоростей деформаций, подставив формулы (9) и (12) в систему (1):

$$\begin{cases} \xi_x = \dfrac{v_0 \cos\gamma}{h_2}, \\ \xi_y = -\dfrac{v_0 \cos\gamma}{h_2}, \\ \eta_{xy} = f'(y). \end{cases} \qquad (13)$$

С учётом этих равенств выражение интенсивности скоростей деформации (3) примет

вид:

$$\xi_i = \frac{1}{\sqrt{3}}\sqrt{\frac{4v_0^2\cos^2\gamma}{h_2^2} + f'^2(y)}. \qquad (14)$$

Подставив третье равенство системы (13) и формулу (14) в третье выражение системы (4), получим, что касательное напряжение

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{f'(y)}{\sqrt{\frac{4v_0^2\cos^2\gamma}{h_2^2} + f'^2(y)}}. \qquad (15)$$

Следовательно, касательное напряжение функционально зависит только от координаты *y*, т.е. определяется некоторой функцией *F*(*y*):

$$\tau_{xy} = F(y). \qquad (16)$$

С учётом этого второе уравнение системы (116) принимает вид

$$\frac{\partial\sigma_y}{\partial y} = 0,$$

откуда с учётом частной производной следует, что нормальное напряжение

$$\sigma_y = F_1(x). \qquad (17)$$

Подставив формулу (14) и соответствующие формулы системы (13) в первое и второе равенства системы (4), получим:

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma + \dfrac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \dfrac{\dfrac{v_0\cos\gamma}{h_2}}{\sqrt{\dfrac{4v_0^2\cos^2\gamma}{h_2^2} + f'^2(y)}}, \\ \sigma_y = \sigma - \dfrac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \dfrac{\dfrac{v_0\cos\gamma}{h_2}}{\sqrt{\dfrac{4v_0^2\cos^2\gamma}{h_2^2} + f'^2(y)}}. \end{cases} \qquad (18)$$

В принципе далее можно строго решать задачу, определяя среднее нормальное напряжение (гидростатическое давление) σ с помощью системы (18), а также первого уравнения равновесия из системы (5). Однако в рассматриваемом случае более целесообразно в соответствии с обоснованиями работы [3] использовать для упрощения окончательных расчётных выражений условие пластичности. Так как в соответствии с системой (18) алгебраическая величина напряжения σ_x больше, чем σ_y, то условие пластичности следует записать в виде:

$$\sigma_x - \sigma_y = \beta\sigma_s, \qquad (19)$$

откуда с учётом равенства (17) получаем, что

$$\sigma_x = \beta\sigma_s + F_1(x). \qquad (20)$$

Подставив выражения (16) и (20) в первое уравнение равновесия из системы (5), придём к уравнению

$$\frac{\partial F_1(x)}{\partial x} + \frac{\partial F(y)}{\partial y} = 0,$$

или

$$\frac{\partial F_1(x)}{\partial x} = -\frac{\partial F(y)}{\partial y}. \qquad (21)$$

Поскольку левая часть уравнения (21) зависит только от координаты x, а правая – только от координаты y, то для обеспечения равенства обе эти части должны равняться некоторой константе C_1, с учётом чего мы получаем систему двух уравнений

$$\begin{cases} \dfrac{\partial F_1(x)}{\partial x} = C_1, \\ -\dfrac{\partial F(y)}{\partial y} = C_1, \end{cases}$$

из которой находим:

$$F_1(x) = C_1 x + C_2, \qquad (22)$$

$$F(y) = -C_1 y + C_3. \qquad (23)$$

Подставив выражение (23) в равенство (16), конкретизируем функцию, определяющую касательное напряжение:

$$\tau_{xy} = -C_1 y + C_3. \qquad (24)$$

Так как вдоль границы AB в направлении выхода в стружку происходит течение металла в очаге пластической деформации, а слева от этой границы находится жёсткая область, то на данной границе возникнут предельные касательные напряжения, направление которых показано соответствующей стрелкой на рис. 1. Учитывая это, находим произвольные постоянные в выражении (24) из следующих граничных условий:

$$\begin{cases} \tau_{xy} = \mu\beta\sigma_s \text{ при } y = 0, \\ \tau_{xy} = -0{,}5\beta\sigma_s \text{ при } y = h_2. \end{cases}$$

В результате получаем:

$$C_1 = \beta\sigma_s\left(\frac{0{,}5+\mu}{h_2}\right), \qquad (25)$$

$$C_3 = \mu\beta\sigma_s. \qquad (26)$$

Подставив равенства (25) и (26) в выражение (24), найдём окончательную формулу касательных напряжений в очаге интенсивной пластической деформации:

$$\tau_{xy} = \beta\sigma_s\left(\mu - \frac{0{,}5+\mu}{h_2}\cdot y\right). \qquad (27)$$

С учётом выражений (22) и (25) формула (20) преобразуется к виду:

$$\sigma_x = \beta\sigma_s + \beta\sigma_s\left(\frac{0{,}5+\mu}{h_2}\right)x + C_2. \qquad (28)$$

Произвольную постоянную в выражении (28) находим из граничного условия (8):

$$C_2 = -\beta\sigma_s\left[1 + \mu_1\frac{l}{h_2} + (0{,}5+\mu)\frac{uh_1}{h_2}\right]. \qquad (29)$$

Подставив равенство (29) в выражение (28), получим окончательную формулу, определяющую нормальное напряжение, действующее в направлении оси x:

$$\sigma_x = -\beta\sigma_s\left[\mu_1\frac{l}{h_2} + (0{,}5+\mu)\left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2}\right)\right]. \qquad (30)$$

Подставив в равенство (17) выражения (22), (25) и (29), получим окончательную формулу, определяющую нормальное напряжение, действующее в направлении оси *y*:

$$\sigma_y = -\beta\sigma_s\left[1 + \mu_1\frac{l}{h_2} + (0{,}5+\mu)\left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2}\right)\right]. \qquad (31)$$

Таким образом, нами определены все компоненты тензора напряжений в очаге интенсивной пластической деформации.

Сложив друг с другом выражения системы (18), получим уравнение

$\sigma_x + \sigma_y = 2\sigma$,

из которого следует, что гидростатическое давление

$$\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}. \qquad (32)$$

Подставив в равенство (32) выражения (30) и (31), получим формулу, определяющую гидростатическое давление:

$$\sigma = -\beta\sigma_s\left[0{,}5 + \mu_1\frac{l}{h_2} + (0{,}5+\mu)\left(\frac{uh_1}{h_2} - \frac{x}{h_2}\right)\right]. \qquad (33)$$

Далее, определяя площадь контакта между инструментом и заготовкой по математическим моделям и аналитическим зависимостям, выведенными нами, были проведены расчеты сил резания, накопленной деформации, наклепа , стружколома, износа по задней поверхности инструмента при и точении, строгании , торцевом и цилиндрическом фрезеровании. Сравнительный анализ наших расчетных данных с экспериментальными взятых у различных отечественных корифеев по механической обработке металлов (Лоладзе, Вульфа, Макарова, Резникова, Доброновича и т.д.) показал их высокую сходимость.

Температура резания при точении

Представим полученные раннее формулы в нужной последовательности и удобном для практических расчётов виде. Для упрощения записи формул и таблиц заменим использованное в выводах обозначение скорости резания v_0 на *v*.

$$\begin{cases} u = 1 \quad \text{при } \gamma \geq 0; \\ u = 1 - \sin\gamma \quad \text{при } \gamma < 0, \end{cases} \qquad (34)$$

коэффициент утолщения стружки

$$k_c = u\cos^2\gamma\left\{2\mu(1-\mathrm{tg}\gamma) + \sqrt{[2\mu(1-\mathrm{tg}\gamma)]^2 + \left[\frac{4\mu}{u\cos\gamma} + 1 - 2\mu\right]\frac{1}{\cos^2\gamma}}\right\}. \qquad (35)$$

При μ=0,5

$$k_c = u\cos^2\gamma\left[1 - \mathrm{tg}\gamma + \sqrt{(1-\mathrm{tg}\gamma)^2 + \frac{2}{u\cos^3\gamma}}\right]. \qquad (36)$$

При расчёте точения толщина и ширина срезаемого слоя

$$h_1 = s_{об} \sin\varphi, \quad (37)$$

$$b = \frac{t_r}{\sin\varphi}. \quad (38)$$

Длина границы между стружкой и заготовкой

$$l_2 = \frac{k_c h_1}{\cos\gamma}. \quad (39)$$

Длина контакта передней поверхности резца с обрабатываемым материалом

$$l_п = h_1(1 + k_c). \quad (40)$$

Вспомогательная величина

$$L = \sqrt{\frac{a k_c}{v h_1 \cos\gamma}}; \quad (41)$$

Коэффициент, определяющий долю теплоты, поступающей в стружку на границе контакта с заготовкой:

$$k_{tсз} = \frac{1}{1 + 1{,}66L}. \quad (42)$$

Коэффициент, определяющий долю теплоты деформации, поступающей в стружку

$$k_{дс} = \frac{1}{1 + 2L}. \quad (43)$$

Температурные коэффициенты для резца:

для передней поверхности резца

$$n = 0{,}5\frac{b}{l_п}; \quad m = \sqrt{1 + n^2}; \quad (44)$$

$$I_{срп} = \ln\left(\frac{m+n}{m-n}\right) + 2n\ln\left(\frac{n}{m-1}\right); \quad (45)$$

для задней поверхности резца

$$n_з = 0{,}5\frac{b}{l_з}; \quad m_з = \sqrt{1 + n_з^2}; \quad (46)$$

$$I_{срз} = \ln\left(\frac{m_з + n_з}{m_з - n_з}\right) + 2n_з\ln\left(\frac{n_з}{m_з - 1}\right). \quad (47)$$

Вспомогательная величина

$$K = 2{,}84\frac{90^\circ - \gamma - \alpha}{90^\circ} \cdot \frac{\lambda_р}{\sqrt{\lambda c \rho v}}. \quad (48)$$

Коэффициент, определяющий долю теплоты, поступающей в стружку в зоне контакта с передней поверхностью резца

$$k_{tсп} = \frac{1}{1 + \frac{K}{I_{срп}}\sqrt{\frac{k_c}{l_п}}}. \quad (49)$$

Коэффициент, определяющий долю теплоты, поступающей в заготовку в зоне

контакта с резцом

$$k_{t\text{рз}} = \frac{1}{1 + \dfrac{K}{I_{\text{срз}}\sqrt{l_3}}}. \qquad (50)$$

Температурный показатель

$$F_t = \frac{1}{c\rho}\left\{\frac{0{,}15k_{t\text{сз}}k_{\text{с}}}{\cos\gamma} + 1{,}16k_{\text{дс}}\left[u\left(1 + \mu_1(1 - \text{tg}\gamma) + \frac{(0{,}5 + \mu)u}{2k_{\text{с}}}\right)\cos\gamma + \frac{k_{\text{с}}h_1}{4b\cos\gamma}\right] + \right.$$

$$+ \frac{1}{l_{\text{п}} + l_3}\sqrt{\frac{c\rho k_{\text{с}}v}{\lambda}}\left\{0{,}52\,\frac{k_{t\text{сп}}}{k_{\text{с}}}\mu l_{\text{п}}\sqrt{l_{\text{п}}} + \right.$$

$$+ 0{,}18(1 - k_{t\text{сз}})l_3\sqrt{\frac{h_1}{\cos\gamma}}\left\{1{,}25\frac{l_{\text{п}}}{l_3} - 1{,}25 + \left[\left(1 + \frac{l_3}{l_2}\right)^{2{,}5} - 1\right]\frac{l_2}{l_3} + \right.$$

$$\left.\left.\left. + \left[\frac{3\mu_2 k_{t\text{рз}}}{1 - k_{t\text{сз}}} - \left(\frac{l_3}{l_2} + 2{,}5\right)\right]\sqrt{\frac{l_3}{l_2}}\right\}\right\}\right\}. \qquad (51)$$

Температура резания

$$t^{\circ} = \frac{1}{\dfrac{1}{2t^{\circ}_{\text{плав}}} + \dfrac{1}{\sigma_s F_t}}. \qquad (52)$$

Для температурных расчётов любых процессов резания можно брать значения напряжения текучести σ_s обрабатываемого материала при комнатной температуре для значений деформаций, а при выходе этих значений за пределы имеющейся кривой упрочнения использовать формулу .

$$\sigma_s = \sigma_{s1} + \frac{\sigma_{s2} - \sigma_{s1}}{e_2 - e_1}(e_i - e_1).$$

Таким образом, разработаны теория резания и выведены формулы для расчета температуры резания.

Список литературы

1. Воронцов А. Л. Технологические задачи теории пластичности. Том 1. М.: Машиностроение. 2006. 474 с.
2. Воронцов А. Л. Технологические задачи теории пластичности. Том 2. М.: Машиностроение. 2006. 397 с.
3. Воронцов А. Л. Технологические задачи теории пластичности. Том 3. М.: Машиностроение. 2006. 475 с.
4. Вульф А. М. Резание металлов. Л.: Машиностроение. 1973. 496 с.
5. Гун Г. Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. М.: Металлургия. 1980. 456 с.
6. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение. 1979. 567 с.
7. Ильюшин А. А. Некоторые вопросы теории пластического течения // Известия АН СССР. 1958. № 2. С. 20-33.

8. Колмогоров В. Л. Напряжения, деформации, разрушение. М.: Металлургия. 1970. 229 с.
9. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение. 1982. 320 с.
10. Коровчинский М.В. Термоупругий локальный контакт высоконагруженных деталей машин с учетом изнашивания и тепловыделения от трения. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. М. 1983.
11. Трение, износ и смазка. Под общей редакцией А.В. Чичинадзе. М.:Машиностроение.2003, 576 с.
12. Меделяев И.А., Албагачиев А.Ю. Трение и износ деталей машин. М.:Машиностроение.2008, 470 с.

УДК 621.891

РАЗРАБОТКА НАНОТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ АЭРОКОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ

DEVELOPMENT OF NANOTECHNOLOGIES FOR SPACE EQUIPMENT

Громаковский Д.Г.[а], д.т.н.; Кочеров Е.П.[б], к.т.н.; Ткаченко С.И.[в], д.т.н.
([а] ФГБОУ ВПО «СамГТУ», Самара, [б] ОАО «Кузнецов», Самара,
[и] ГНП РКЦ «ЦСКБ-Прогресс», Самара, Россия)

Рассмотрены результаты разработки и апробации ряда новых технических решений в аэрокосмической технике: технология образования защитных фторсодержащих пленок на поверхностях трения, способ армирования микродефектов, способ мультисмазки и применение кавитации для очистки поверхностей деталей узлов трения.

Ключевые слова: *наноматериалы, нанотехнологии, микрочастицы, фторированный графит, поверхность, микродефекты, упрочнение, износостойкость, контактная усталость.*

Development and approbation of a number of the new nanotechnologies applied in space equipment – formation of protective containing fluorine films on friction surfaces, a way of reinforcing of microdefects on friction surfaces, a way of multigreasing and cavitation application for cleaning of surfaces of details of knots of a friction is considered.

Keywords*: nanomaterials, nanotechnologies, the microparticles, the fluorinated graphite, a surface, microdefects, hardening, wear resistance, contact fatigue.*

Одним из важных направлений применения нанотехнологий являются разработка средств обеспечения надежности и ресурсных характеристик узлов трения аэрокосмической техники. Можно считать наиболее востребованными разработки нанокомпозиционных полимеров, с повышенными прочностными свойствами, модифицированный полимерный нанокомпозит на основе монтмориллонита, износостойкие наноструктурные керамические и металлокерамические материалы (Москва, Саратов) и др. Функциональные наноструктурированные нанокерамические покрытия, наносимые методом микродугового и оксидирования (МАТИ), микроплазменное оксидирование, покрытия из карбосилицида титана, для титановых деталей, фулереноподобный нитрид углерода, разрабатываемый в ОАО «Сатурн», г. Рыбинск. Вакуумное оборудование для нанесения пленок, плазмохимического травления, магнетронного напыления производится в ОАО «НИИТМ», г. Зеленоград и др.


BRUSSELS EUREKA '94

DIPLOMA

SAMARSKY PRIBOROSTROIT TSENTR

POUR l'INVENTION

Médaille d'Argent

BRUXELLES, 14/11/1994

В аэрокосмической сфере проблемы, достижения низкого уровня трения, износа и контактной усталости усложняются влиянием высоких скоростей, нагрузок, отсутствием или разреженностью атмосферы, невозможностью или затруднениями применения смазок и т.п.

Для таких ситуаций создан ряд технологий, реализуемых на микро и наноуровне и дающих существенные результаты.

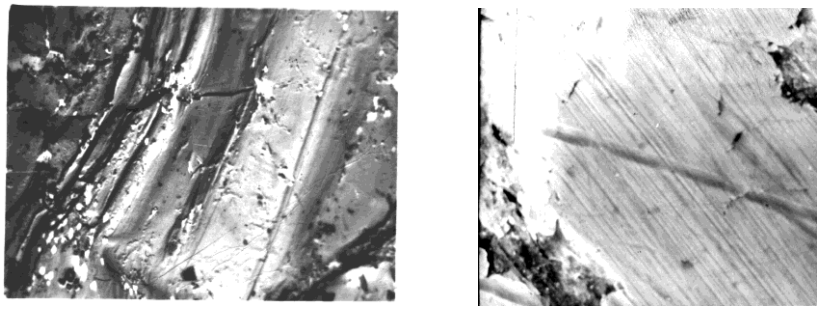
Один из примеров – технология образования защитных фторсодержащих пленок на поверхностях трения в присутствии частиц фторированного графита – $(CF_x)_n$ [1, 2] .

Работа награждена серебряной медалью на выставке в Брюсселе.

Благодаря созданию таких пленок, интенсивность износа уменьшается не менее, чем на 25 ÷ 30%; число циклов нагружения до наступления выкрашивания в подшипниках возрастает в 1,5 - 2 раза; нагрузочная способность смазочного слоя повышается на 35 ÷ 40 %; нагруз-

ка заедания увеличивается не менее, чем в 2 раза; демпфирование вибрации усиливается в 1,5 ÷ 2 раза.

Образование фторсодержащих пленок реализуется при физико-химическом взаимодействии поверхностей с микропорошком фторированного графита $(CF_x)_n$, введенного в приработочную жидкость. В зоне трения на поверхностях сдвига обнажаются радикалы, несущие атомы фтора, реагирующие с металлическими поверхностями и образующие на них эластичный слой фторидов железа, отличающийся от обычной окисленной поверхности своими свойствами. Поверхности трения при этом становятся более гладкими, выдерживают большее число циклов нагружения до наступления выкрашивания, хемосорбируют смазку и отталкивают воду - источник водорода, разъедающего поверхность, см. рис.1.



а) х 1000 б) х 1000

Рис.1. Изменения поверхности трения под действием присадки:
а – исходная поверхность; б – на поверхности трения образована пленка фторидов железа FeF_3.

Технология образования фторсодержащих защитных пленок прошла лабораторные и эксплуатационные испытания на авиационных газотурбинных двигателях; двигателях внутреннего сгорания автомобилей, тракторов и других машин; в газомоторных поршневых и роторных компрессорах, в приводах и шпинделях металлорежущих станков; шасси самолетов; масляных СОТС при нарезании зубчатых колес, при протягивании и др.

Присадка $(CF_x)_n$ совместима с распространенной номенклатурой отечественных и зарубежных масел, гидравлических жидкостей, пластичных смазок и СОТС.

Эффективность разработанных фторсодержащих присадок по сравнению с аналогами ряда фирм иллюстрируют результаты их испытаний на машине трения МАСТ -1 по ГОСТ 23.221-84, рис.2.

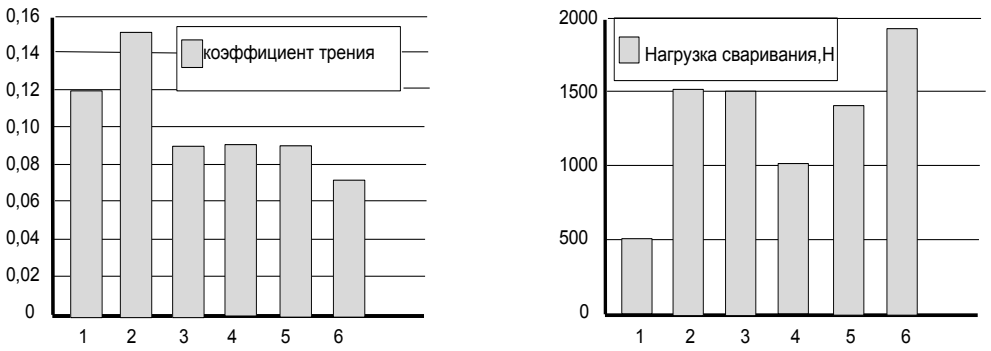


Рис.2. Сравнение эффективности фторсодержащих присадок, введенных в масло М-5/10Г2: 1-моторное масло без фторсодержащей присадки. Далее в масло введены:
2 - присадка “LM” фирмы “Ликви Моли “, 3 - присадка “WM” фирмы “Вунс”, 4 - присадка “SLA- 1” фирмы “Ачесон”, 5 - “SLA - 3” фирмы “Ачесон”, 6 - присадка СамГТУ.

Для повышения износостойкости также разработан способ диффузионного молекулярного армирования поверхностей деталей узлов трения по патенту РФ №2198954. Армирова-

ние реализуют при диффузионном внедрении наночастиц вглубь металла по выходам на поверхность дефектов кристаллической решетки, схему армирования, см. на рис.3. В результате армирования на поверхности образуется модифицированный (пассивированный) слой, "прошитый" прочными цепочками химически связанных атомов, выполняющими роль "арматуры" в металлической решетке.

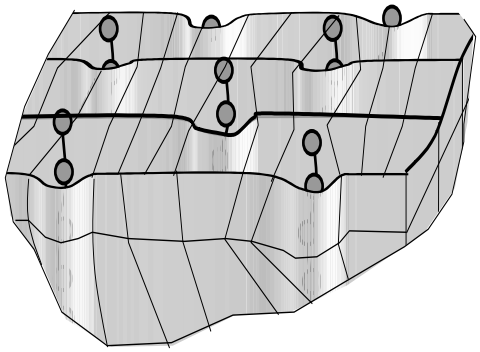


Рис.3. Схема пассивации поверхностных дефектов.

Диффундировавшие вглубь материала наночастицы: во-первых, закрепляют дефекты, не давая атомам металла смещаться относительно друг друга под действием внешней нагрузки и генерировать новые дефекты, и, во-вторых, инактивируют поверхность, препятствуя выходу на поверхность дислокаций, что и обусловливает ресурсоповышающий эффект этого способа.

Модифицированные поверхности деталей упрочняются и приобретают высокую коррозионную стойкость.

Технологию молекулярного армирования целесообразно применять для упрочнения поверхностей прецизионных механизмов: топливной гидроаппаратуры, подшипников качения, мелкомодульных редукторов и др., в том числе для антикоррозионной обработки деталей, эксплуатируемых в агрессивных средах, перед консервацией изделий и др.

При реализации армирования вначале производят мойку и слабое травление поверхностей, а на втором - молекулярное армирование. Детали погружают в нагретую (порядка 80-90°С) органическую жидкость, например, масло Индустриальное, с внесенными частицами фторированного графита $(CF_x)_n$ и накладывают на жидкость вибрацию f≈120Гц, А≈1мм. Нагрев и вибрация вызывают разрушение органических молекул, образующих смазку, в местах их разрыва образуются активные реакционные окончания. Эти окончания и активные частицы $(CF_x)_n$ взаимодействуют с активными центрами на поверхностях, проникают вглубь металла по линейным дефектам кристаллической решетки и армируют дефекты на поверхности обрабатываемой детали. Об эффективности нового способа свидетельствуют следующие результаты испытаний, таблица 1.

Таблица 1

Результаты испытания стали 40Х

№ п/п	Виды обработки	Микротвердость, H_μ, кг/мм^2	Удельная энергия активации пластической деформации, Дж/мм^3
1.	Обработка притиркой на чугунной плите	250	20,8
2.	ППД (накатка)	430	21,2
3.	Упрочнение по технологии СВС	825	21,5
4.	Упрочнение взрывом	465	21,7
5.	Новый способ	795	22,2

Наблюдаемое на разных деталях повышение износостойкости достигает 30%, снижение и стабилизация силы трения на деталях клапанных систем космических аппаратов составило от 14 до 28%.

Патент РФ № 2334909 содержит основные элементы технологии мультисмазки.

Повышение нагрузочной способности смазочного слоя здесь достигается при внедрении промежуточного подслоя высоковязкой жидкости между металлической поверхностью и смазкой, как показано на рис. 4 [3].

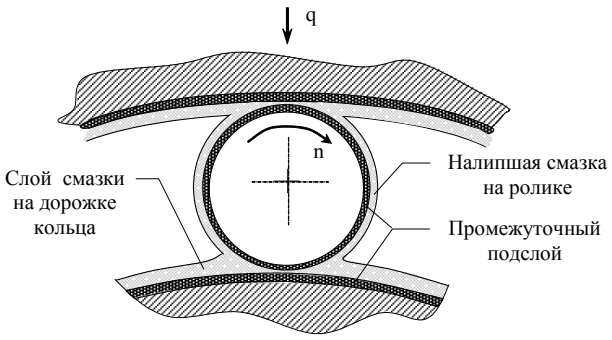


Рис.4. Структура промежуточного подслоя в роликовом подшипнике качения.

Эффективность способа проверяли при испытаниях подшипников №6-77054 на стандартном стенде ВНИИ-ПП, для чего на поверхности наружных колец и роликов, тампоном, наносили слой жидкости марки ПМС-60000 (толщиной порядка 3-5 мкм).

При испытаниях оценивали: температуру саморазогрева, изменение момента трения, изменение уровня шума и вибрации, а эффективность способа по износостойкости оценивали на четырехшариковой машине трения по ГОСТ 9490-75.

Испытания подтвердили эффективность предложенного способа.

1. За время испытания (60 мин) подшипник практически не нагревался; температура оставалась на уровне комнатной ($T \approx +25^0 C$).
2. Момент трения снижался на 17,6 %;
3. Уровень шума снижался на 2,5… 3,0 дБ;
4. Уровень вибрации снижался на 2…3 дБ;
5. Пятно износа уменьшилось на 30 и более процентов.

Результаты испытания мультисмазки на подшипниковых узлах ряда металлорежущих станков приведены в таблице 2.

Таблица 2

Результаты испытания способа мультисмазки в шпиндельных подшипниках

Описание оборудования (наименование, модель)	Узел	Тип подшипника	Кремнийорганическая жидкость
Внутришлифовальный автомат 3485	Шпиндель	Радиально-упорный 436210	ПМС-60000
Торцешлифовальный станок 4340	Бабка изделия	Радиально-упорный 36205Е	ПМС-60000
Бесцентровосферошлифовальный станок БСШ-300	Шпиндель 7311А480	Радиально-упорный 4-46220Л	ПМС-60000
Бесцентровошлифовальный станок САСЛ-200х500	Шпиндель	Радиально-упорный 4162920	ПМС-60000

По мнению авторов к области нанотехнологий могут быть также отнесены разрабатываемые в настоящее время способы применения кавитации [4, 5] для создания высокоэффективной технологии промывки емкостей ракет носителей в ГНП РКЦ «ЦСКБ – Прогресс».

В данной разработке, с участием Самарского аэрокосмического университета, создаются установки, возбуждающие кавитацию в струях моющей жидкости, что позволяет удалять с очищаемых поверхностей не только загрязнения жирового, нагарного типа, но и удалять шаржированные в поверхности твердые металлические и неметаллические частицы, внедряющиеся при шлифовании и полировании поверхностей.

Кроме того, проводятся работы по созданию капиллярно-пористой структуры для систем терморегулирования, применения поли-пара-ксиленовых покрытий, создание пленочных светочувствительных элементов, лазерной вибродефектоскопии и др.

Список литературы

1. Авторское свидетельство СССР № 130966. Способ получения антифрикционного покрытия на рабочих поверхностях деталей в узлах трения машин. Авторы: Громаковский Д.Г., Кузнецов Н.Д., Макаров Н.Г. и др.
2. Патент № 1838447. Способ нанесения защитных покрытий на рабочие поверхности деталей и устройство для его осуществления. Авторы: Громаковский Д.Г., Берсудский А.Л., Александрова Е.П. и др.
3. Патент РФ № 2334909. Способ смазки узлов трения. Авторы: Громаковский Д.Г., Николаев В.А., Хаустов В.И. и др.
4. Патент РФ № 1734886. Устройство для очистки деталей. Авторы: Фролов К.В., Кузнецов Н.Д., Ганиев Р.Ф., Громаковский Д.Г. и др.
5. Патент РФ № 2329879. Установка для мойки и сушки подшипников. Авторы: Гонченко Б.В., Громаковский Д.Г., Меньшов А.П. и др.

УДК 620.178.53(035)

ВОПРОСЫ ОЦЕНКИ УПРУГО-ДИССИПАТИВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК МЕХАНИЧЕСКИХ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ МАШИН

Добрынин С.А., д.т.н., Фирсов Г.И.
(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия)

Показано, что благодаря тому, что нелинейные диссипативные и упругие силы совершенно различным способом влияют на собственные колебания: диссипация энергии приводит к своеобразному уменьшению мгновенной амплитуды, а упругость связывает определенной зависимостью частоту и амплитуду колебаний, открываются возможности выявления нелинейных характеристик колебательной системы при импульсном воздействии.

Ключевые слова: *модальные параметры системы, демпфирование колебаний, собственная частота, мгновенная амплитуда*

Completely different method influence the natural oscillations: the dissipation of energy leads to the unique reduction of instantaneous amplitude, and elasticity connects frequency and amplitude of oscillations with the definite dependence, are opened the possibilities of the development of the nonlinear characteristics of oscillatory system under the pulse influence.

Key words: *the modal parameters of system, oscillation damping, natural frequency, the instantaneous amplitude*

По мере усложнения мехатронных систем привода современного технологического оборудования применение расчетных методов математического описания все более дополняется экспериментальным изучением для получения достаточно точной и полной информации об объекте. Это обусловлено тем, что результаты экспериментальных исследований служат основной исходной информацией для решения задачи идентификации сложных механических систем, априорное построение математических моделей которых весьма трудоемко, недостаточно точно и не всегда возможно. На основе динамических испытаний производят сравнение испытываемых конструкций, получают объективную оценку динамического качества образцов, а также выявляют эффективность реализованных конструктивных мероприятий, что позволяет рассматривать динамические испытания как важнейшую часть контроля качества создаваемой продукции. Известно, что свойства линейной динамической системы описываются импульсной переходной функцией, представляющей реакцию системы на входное воздействие типа дельта - функции. При этом импульсная переходная функция является свободными колебаниями рассматриваемой колебательной системы, находящейся без воздействия извне и имеющей ненулевые начальные условия. Свойства большого класса квазилинейных колебательных систем однозначно определяются по их свободным колебаниям. Представим свободные колебания квазилинейной колебательной системы с одной степенью свободы в виде $G(t) = g(t) + jg_{\Gamma}(t) = A(t)e^{j\psi(t)}$, где $g(t)$, $g_{\Gamma}(t)$ - соответственно процесс свободных колебаний и сопряженный по Гильберту процесс, $A(t)$, $\psi(t)$ - огибающая и мгновенная фаза колебаний, $\dot{\psi} = \omega(t)$ - мгновенная частота колебаний. Свободные колебания механических систем с течением времени затухают, упругая энергия колебаний рассеивается, превращаясь, в основном, в тепловую и акустическую энергию. Поведение амплитуды и частоты свободных колебаний характеризует упруго-диссипативные свойства квазилинейной системы. Различные механизмы превращения упругой энергии в тепловую составляют сущность диссипации энергии или внутреннего трения. Исследование природы диссипативных сил является весьма серьезной проблемой, но основные характеристики рассеивания энергии колебаний могут быть получены в результате анализа затухающего процесса свободных колебаний [1].

При экспериментальном исследовании диссипативных свойств механических колебательных систем наблюдаются две основные закономерности поведения характеристик

диссипации. В одном случае параметры относительного демпфирования, в частности, декремент колебаний, зависят от скорости деформирования, т.е. от частоты колебаний. В этом случае для описания диссипации получили распространение частотно-зависимые модели трения, из которых простейшей является модель вязкого трения. Во втором случае параметры относительного демпфирования не зависят от частоты колебаний, и соответствующие модели трения являются частотно -независимыми (например, гипотеза Е.С. Сорокина).

С учетом различной природы сил трения для их аналитического описания удобнее использовать либо скорость демпфирования, характеризующую длительность затухания колебаний, либо степень демпфирования, показывающую число циклов затухания колебаний.

Для оценки скорости затухания воспользуемся величиной скорости изменения логарифма отношения мгновенных амплитуд $A(t)/A(t+\Delta t)$, которую назовем мгновенным коэффициентом демпфирования $h(t)$ свободных колебаний линейной системы:

$$h(t) = \lim_{\Delta t=0} \Delta t^{-1} \ln[A(t)/A(t+\Delta t)] = \lim_{\substack{\Delta t=0 \\ \Delta A=0}} [\Delta t^{-1} \ln[1+\Delta A(t)/A(t)].$$

Значение предела получаем с помощью правила Лопиталя:

$$h(t) = -\lim_{\Delta t=0} \Delta t^{-1} \ln[1+\dot{A}(t)\Delta t/A(t)] = \dot{A}(t)/A(t). \qquad (1)$$

Из выражения (1) видно, что мгновенный коэффициент демпфирования имеет размерность частоты, обратную размерности времени, и представляет собой логарифмическую производную мгновенной амплитуды процесса свободных колебаний $h(t) = -[\ln \dot{A}(t)] = \dot{A}(t)/A(t)$. При затухании колебаний по экспоненциальному закону $A(t) = A_0 e^{-ht}$ мгновенный коэффициент демпфирования является константой $h(t) = h$.

Рассмотрим выражение для мгновенного логарифмического декремента колебаний:

$$\delta(t) = -\lim_{\Delta t=0} \Delta t^{-1} T(t) \ln[A(t)/A(t+\Delta t)], \qquad (2)$$

где $T(t) = 2\pi/\omega(t)$. Величина $A(t)/A(t+\Delta t)$ показывает относительное изменение амплитуды, а отношение $T(t)/\Delta t$ - долю периода свободных колебаний. Следовательно, мгновенный декремент колебаний выражается логарифмом относительного изменения мгновенной амплитуды, приведенным к соответствующей относительной доли периода свободных колебаний. Раскроем выражение (2) для мгновенного декремента колебаний:

$$\delta(t) = \lim_{\substack{\Delta t=0 \\ \Delta A=0}} \left[\frac{T(t)}{\Delta t} \ln \frac{A(t)+\Delta A}{A(t)}\right] = -\lim_{\Delta t=0} \frac{T(t)}{\Delta t} \ln\left[1+\frac{\dot{A}(t)\Delta t}{A(t)}\right] = \qquad (3)$$

$$= -\dot{A}(t)T(t)/A(t) = -\dot{A}(t)/A(t)f(t),$$

где $f(t) = \dot{\psi}(t)/2\pi$ - мгновенная частота свободных колебаний. Мгновенный декремент колебаний является безразмерной величиной и характеризует степень затухания свободных колебаний в каждой точке процесса. Отметим, что в случае увеличения длительности наблюдения Δt, когда, например $\Delta t = nT$ (n = 1, 2, 3...), выражение (3) приобретает привычную форму для декремента колебаний: $\delta = (1/n)\ln(A_i/A_{i+n})$.

В колебательных системах с линейными силами упругости, когда $f(t)$ = const, можно, используя мгновенные характеристики диссипации, оценить некоторое среднее значение текущего коэффициента демпфирования и декремента за время наблюдения t:

$$\bar{h} = t^{-1}\int_0^t h(t)dt = -t^{-1}\int_0^t \frac{\dot{A}(t)}{A(t)}dt = -t^{-1}\ln\frac{A(t)}{A_0},$$

$$\bar{\delta} = t^{-1}\int_0^t \delta(t)dt = -(tf)^{-1}\int_0^t \frac{\dot{A}(t)}{A(t)}dt = -(tf)^{-1}\ln\frac{A(t)}{A_0}, \qquad (4)$$

где A_0, f- начальная амплитуда в момент $t = 0$ и постоянная частота свободных колебаний. В результате сравнения выражений (2) - (4) получаем формулу связи коэффициентов демпфирования и декрементов колебаний $h(t) = \delta(t)/f(t)$, $\bar{h} = \bar{\delta} f$, которая показывает, что эта

связь, выраженная через частоту свободных колебаний остается справедливой независимо от конкретного вида сил трения в линейной колебательной системе.

В большинстве случаев колебаний инженерных конструкций природа действующих диссипативных сил такова, что частота колебаний, практически не влияет на величину логарифмического декремента, и для описания колебаний в этих случаях следует принимать модель частотно-независимого (внутреннего, конструкционного, гистерезисного) демпфирования, определяемой простой зависимостью $\delta(A) = \delta A^{n-1}$.

Данная модель определяет, в частности, линейное (n=1), сухое (n=0) и нелинейное гистерезисное (n=2) трение, величину эквивалентного коэффициента вязкого трения системы с единичной массой, равную $2h = 2\delta A^{n-1} f$, а также величину резонансной амплитуды вынужденных колебаний системы с линейными упругими силами $A = (\pi F/\delta k)^{1/n}$, где k - жесткость системы, F - амплитудное значение действующей силы на резонансной частоте, f - частота свободных колебаний, n - показатель, который может быть дробным. Таким образом, получаемая в ходе эксперимента зависимость мгновенного декремента от амплитуды свободных колебаний позволяет выявить природу действующих диссипативных сил в системе.

В тех случаях, когда в системе действует частотно-зависимое трение, удобной представляется модель вида $h(A,\omega) = hA^{n-1}\omega^l = \delta A^{n-1}\omega^{l+1}/2\pi, \quad \delta(A,\omega) = 2\pi hA^{n-1}\omega^{l-1} = \delta A^{n-1}\omega^l$. Тогда, например, если амплитуда не влияет на декремент (n=1), а величина декремента прямо пропорциональна частоте свободных колебаний (l=1), то система обладает вязким линейным трением. В случае выполнения соотношения $l = n$ диссипативные силы описываются известной моделью степенного сопротивления. Тогда эквивалентный коэффициент вязкого демпфирования будет равен $2h = \delta A^{n-1}\omega^{n+1}/\pi,,$ а резонансная амплитуда вынужденных колебаний $A = \omega(\pi F/\delta k)^{1/n}$.

Таким образом, особенности уменьшения амплитуды свободных колебаний во времени связаны с диссипативными характеристиками рассеяния энергии в системе. Для нелинейных колебательных систем весьма важным представляются зависимости диссипативных характеристик от амплитуды и частоты свободных колебаний. Рассмотренный метод определения мгновенных декремента колебаний и коэффициента демпфирования и соответствующих зависимостей этих параметров от амплитуды и (или) частоты открывает новые возможности идентификации различных вариантов частотно-независимого трения, например, линейное, сухое или нелинейное гистерезисное. В случае частотно-зависимого трения удается также оценить различные варианты, например, линейное вязкое и нелинейное квадратичное (турбулентное) демпфирования.

Рассмотрим основные модели колебательных систем с различными нелинейными упругими и диссипативными характеристиками действующих сил. При наличии нелинейных сил частотно-зависимого (вязкого) трения дифференциальное уравнение колебаний записывается в виде: $m\ddot{x} + c(A)\dot{x} + K(A)x = 0$, где m - масса, $c(A)$, $K(A)$ - коэффициенты вязкого трения и жесткости, зависящие от амплитуды колебаний. Если ввести обозначения $h(A) = c(A)/2m$, $\omega_0^2(A) = K(A)/m$, то можно записать уравнение свободных колебаний в виде

$$\ddot{x} + 2h(A)\dot{x} + \omega_0^2(A)x = 0. \qquad (5)$$

В общем случае коэффициент демпфирования $h(A)$ и собственная частота $\omega_0(A)$ являются медленно меняющимися функциями амплитуды свободных колебаний. Применим к уравнению (5) преобразование Гильберта [2] и перейдем к записи в форме аналитического сигнала

$$\ddot{X} + 2h(A)\dot{X} + \omega^2(A)X = 0. \qquad (6)$$

Подставляя в (6) решение в виде аналитического сигнала и его первые две производные, получаем систему из двух уравнений, в которых для упрощения записи опущена зависимость от аргумента t:

$$\dot{A}/A + h(A) + \dot{\omega}/2\omega = 0,$$
$$\ddot{A}/A - \omega^2 + 2h(A)/A + \omega_0^2(A) = 0. \qquad (7)$$

Первое уравнение показывает, что мгновенный коэффициент демпфирования колебаний $h(A)$ представляет собой сумму взятых с обратным знаком логарифмических производных огибающей и мгновенной частоты $h(A) = -\dot{A}/A - \dot{\omega}/2\omega$. Если в системе действуют линейные силы упругости и мгновенная частота не меняется ($\dot{\omega} = 0$), то мгновенный коэффициент демпфирования может вычисляться по упрощенной формуле: $h(A) = -\dot{A}/A$. Если в системе действуют также линейные силы вязкого трения (h = const), то решение соответствующего уравнения при разделении переменных и интегрировании дает для огибающей экспоненту: $A(t) = A_0 e^{-ht}$, где $A(t) = A_0$ при t=0. Второе уравнение системы (7) позволяет определить мгновенную собственную частоту колебаний $\omega_0^2 = \omega^2 + 2\dot{A}^2/A^2 - \ddot{A}/A + \dot{A}\dot{\omega}/A\omega$. Поскольку исследуемый процесс свободных колебаний квазилинейной системы представляет собой узкополосный сигнал, и соответствующие функции $A(t)$ и $\omega(t)$ медленны, то поправочные (динамические) члены в последней формуле имеют второй порядок малости, и поэтому ими можно пренебречь. В результате в первом приближении собственная частота колебаний системы равна мгновенной частоте колебательного процесса: $\omega_0(t) = \omega(t)$. В случае линейных упругих сил ($\dot{\omega} = 0$) можно оценить влияние малых членов на частоту свободных колебаний, в частности, при $\dot{A}/A = h$ и $\ddot{A}/A = h^2$ получаем известное выражение $\omega^2 = \omega_0^2 - h^2$.

Рассмотренное выше вязкое трение описывается диссипативными силами, которые прямо пропорциональны скоростям движения масс колебательной системы. Однако многочисленные исследования внутреннего трения в деталях машин свидетельствуют о том, что именно декремент колебаний, а не коэффициент демпфирования, является основной характеристикой диссипации. В частности, декремент колебаний большинства машиностроительных конструкций не зависит от частоты колебаний. Поэтому более адекватными являются модели частотно-независимого трения, например гипотеза Е.С. Сорокина. Соответствующее дифференциальное уравнение можно записать в виде: $\ddot{x} - \delta(A)\omega_0^2 x_\Gamma/\pi + \omega_0^2(A)x = 0$, где $\delta(A)$ - декремент колебаний, который в общем случае может быть медленной функцией времени, x_Γ - решение уравнения, преобразованное по Гильберту. Применим к последнему уравнению преобразование Гильберта и перейдем к аналитическому сигналу $\ddot{X} + \omega_0^2(A)X[\delta(A)j/\pi + 1] = 0$. После соответствующих преобразований получаем систему уравнений:

$$\begin{cases} \omega\dot{A}/A + \dot{\omega}/2 + \delta(A)\omega_0^2(A)/2\pi = 0, \\ \ddot{A}/A - \omega^2 + \omega_0^2(A) = 0. \end{cases} \qquad (8)$$

Второе уравнение системы (8) дает выражение для частоты свободных колебаний $\omega_0^2 = \omega^2(t) - \ddot{A}/A$, а первое уравнение этой системы определяет мгновенный декремент колебаний $\delta(A) = -2\pi\dot{A}\omega/A\omega_0^2(A) - \pi\dot{\omega}/\omega_0^2(A)$, откуда при постоянной частоте колебаний (ω=0) и декременте получаем путем разделения переменных и интегрирования решение для огибающей $A(t) = A_0 \exp(-\delta\omega_0^2 t/2\pi\omega)$, которая изменяется по экспоненциальному закону.

Внутренними характеристиками единой многомассовой системы, состоящей из нескольких подсистем, являются ее собственные частоты. Собственные частоты отличаются от парциальных из-за наличия связи (например упругой связи) между отдельными парциальными подсистемами. При рассмотрении вынужденных колебаний диссипативной системы с несколькими степенями свободы важнейшая роль принадлежит главным нормальным координатам системы, по каждой из которых можно возбудить гармоническое колебание с соответствующей собственной частотой. Если для простоты предположить, что силы трения распределены таким образом, что главные координаты для консервативной системы являются главными и для диссипативной системы, то задача о колебаниях системы с n степенями

свободы сводится к n задачам о колебаниях системы с одной степенью свободы: $\ddot{q}_k + 2h_k\dot{q}_k + \omega_k^2 q_k = Q_k / M_k$, $(k = 1,2,...,n)$, где q_k - нормальная координата, h_k - модальный коэффициент демпфирования, ω_k - собственная частота колебаний, Q_k, M_k - приведенная сила и масса k-ой моды колебаний системы.

Выше было показано, что метод аналитического сигнала позволяет определить собственную частоту и другие модальные параметры колебательной системы с одной степенью свободы при неизвестной приведенной массе системы. Для системы с несколькими степенями свободы приведенная масса по каждой нормальной координате принимает свое априори неизвестное значение. В данном случае метод аналитического сигнала может применяться для каждой нормальной координаты (резонансной частоты) в отдельности. Это возможно при сканировании мгновенной частоты входного сигнала в пределах частотного диапазона, который включает интересующие исследователя резонансные частоты. Следовательно, модальный анализ многомассовой системы предполагает многократное, в соответствии с числом собственных частот, применение метода аналитического сигнала, основанного на измерении и преобразовании сигналов на входе и выходе колебательной системы. Естественно, что наибольшая точность определения модальных параметров системы будет в частотной окрестности вблизи каждой k-ой собственной частоты. И, наоборот, вдали от резонансов, т.е. на границах частотных интервалов, содержащих соседние собственные частоты, возможны искажения оценок модальных параметров вследствие неточного разложения реальной диссипативной системы по нормальным координатам и влияния посторонних шумов.

Важным вопросом испытаний динамических систем является проблема оценки значения коэффициента статической жесткости системы k, который в большинстве случаев модального анализа априори неизвестен. Рассмотрим первоначально случай квазигармонического воздействия на колебательную систему, когда входной сигнал имеет медленно меняющуюся мгновенную частоту, мгновенные частоты сигналов на входе и выходе, практически, совпадают, а производные мгновенных характеристик равны нулю ($\dot{A} = \ddot{A} = \dot{\omega} = 0$):

$$-\omega^2 + \omega_0^2 + j2h\omega = \frac{X(t)}{Y(t)m} = \frac{A_x(t)e^{-j\varphi_0(t)}}{A(t)m} = \alpha(t)/m + j\beta(t)/m,$$

где A_x - мгновенная амплитуда входного сигнала, φ_0 - сдвиг по фазе между входным и выходным сигналами, $\alpha(t) = A_x(t)\cos\varphi_0(t) / A(t)$, $\beta(t) = A_x(t)\sin\varphi_0(t) / A(t)$ - действительная и мнимая части отношения сигналов на входе и выходе системы. С целью определения величины жесткости $k = m\omega_0^2$ выпишем систему двух уравнений для действительной и мнимых частей:

$$\dot{A}/A - \omega^2 + \omega_0^2 + 2h\dot{A}/A = a(t)\omega_0^2/k,$$

$$2\dot{A}/A\omega + \dot{\omega} + 2h\omega = b(t)\omega_0^2/k,$$

Здесь первое уравнение системы определяет статическую жесткость в нерезонансных условиях испытаний, а второе - в резонансных, поэтому объединим эти уравнения и запишем результирующую формулу для оценки статической жесткости системы:

$$k(t) = \frac{\omega_0^2\left[\alpha(t) + \beta(t)\right]}{\ddot{A}/A - \omega^2 + \omega_0^2 + 2h\left(\dot{A}/A + \omega\right) + 2\omega\dot{A}/A + \dot{\omega}}.$$

Отметим, что в линейной колебательной системе статическая жесткость является постоянной величиной, и, если полученная функция времени $k(t)$ будет переменной, то либо в действительной и мнимых частях отношения сигналов на входе и выходе присутствует посторонний шум, либо система содержит нелинейности.

Использование для решения задач динамики и диагностики механических элементов мехатронных систем информации о мгновенных амплитуде и частоте позволяет построить различные алгоритмы восстановления упругих и диссипативных характеристик. В частности, сравнивая решения для моделей частотно-зависимого (вязкого) и частотно-независимого трения [2], можно сделать следующие выводы. В обоих случаях свободные колебания линейных систем затухают по экспоненте, и поэтому различить их не представляется

возможным. Частота свободных колебаний при вязком трении на доли процента меньше, а при частотно-независимом трении больше, чем собственная частота системы. Однако ввиду малости этого различия, его не представляется возможным использовать для практического выявления механизмов диссипации колебаний. Чтобы выявить тонкие особенности сил трения необходимо выполнить анализ свободных колебаний с изменением собственной частоты системы, например, за счет вариации массы или упругости, либо за счет собственно нелинейных упругих сил. При этом если с изменением собственной частоты будет наблюдаться пропорциональное изменение коэффициента демпфирования, а декремент останется постоянным, то имеет место частотно-независимое трение. И наоборот, если коэффициент демпфирования не меняется, а декремент обратно пропорционален частоте, то наблюдается частотно-зависимое (вязкое) трение. В соответствии с природой сил трения рассмотренные показатели демпфирования могут более сложным способом зависеть от амплитуды и частоты колебаний. В частности известно, что декремент колебаний деталей машин существенно зависит от амплитуды колебаний. В этом случае уравнение свободных колебаний системы с одной степенью свободы можно записать в виде: $\ddot{X}+\omega_0^2 X(\delta A^{n-1} j/\pi+1)=0$, где ω_0 - собственная частота, δ - логарифмический декремент колебаний, A - мгновенная амплитуда, и в результате его решения получаем нелинейную зависимость мгновенного декремента от амплитуды: $\delta(A)=-\dot{A}(t)/A(t)f(t) = \delta A^{n-1}$, где $f(t) = \dot{\psi}(t)/2\pi$ - мгновенная частота свободных колебаний. Итак, благодаря тому, что нелинейные диссипативные и упругие силы совершенно различным способом влияют на собственные колебания: диссипация энергии приводит к своеобразному уменьшению мгновенной амплитуды, а упругость связывает определенной зависимостью частоту и амплитуду колебаний, открываются возможности выявления нелинейных характеристик колебательной системы при импульсном воздействии [1]. Полученная в результате анализа пара таких динамических характеристик линейной колебательной системы с одной степенью свободы, как собственная частота ω_0 и коэффициент демпфирования h, может быть отображена на комплексной плоскости в виде точки с координатами $\mathrm{Re} = \omega_0$ и $\mathrm{Im} = h$. Действительная часть, соответствующая собственной частоте, и мнимая часть, равная коэффициенту демпфирования, имеют одинаковую размерность c^{-1} и позволяют судить о свойствах колебательной системы с несколькими степенями свободы. В этом случае на комплексной плоскости каждая точка будет соответствовать определенной собственной форме колебаний конструкции и для нескольких резонансов совокупность точек образует некоторую линию. Если в испытываемой колебательной системе на каждой собственной форме действует частотно-независимое трение (конструкционное демпфирование) с неизменным декрементом, то с учетом зависимости $h(t)=\delta(t)/f(t)$, $\bar{h}=\bar{\delta} f$, получим на комплексной плоскости возрастающую прямую линию. При действии в многомассовой системе вязкого относительного трения, при котором силы трения пропорциональны относительным скоростям движения соседних масс и распределение этих сил подобно распределению сил упругости, величина декремента будет прямо пропорциональна частоте [3], поэтому на комплексной плоскости получим кривую, изменяющуюся по параболе. Если в многомассовой колебательной системе действуют силы вязкого абсолютного трения, то они будут пропорциональны скоростям абсолютного перемещения элементов конструкции и коэффициенты абсолютного вязкого трения будут прямо пропорциональны массам системы, а декремент - убывать по гиперболе с ростом частоты [3], поэтому получим на комплексной плоскости горизонтальную прямую.

Список литературы

1. Добрынин С.А., Фельдман М.С., Фирсов Г.И. Методы автоматизированного исследования вибраций машин. М.: Машиностроение, 1987. 224 с.
2. Feldman M.S. Hilbert Transform Applications in Mechanical Vibrations. Chichester: Wiley, 2011. 292 p.
3. Бидерман В.Л. Теория механических колебаний. М.: Высшая школа, 1980. 408 с.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ПРИСТЕННОЙ ОБЛАСТИ «ТЯЖЕЛЫЙ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИЙ ТЕПЛОНОСИТЕЛЬ – КОНСТРУКЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ» МЕТОДОМ ТЕРМОУДАРА ПРИМЕНИТЕЛЬНО К РЕАКТОРАМ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ

RESULTS OF THE STUDIES OF THE WALL BOUNDARY LAYER "HEAVY LIQUID METAL COOLANT – CONSTRUCTIONAL MATERIAL" USING THE THERMAL SHOCK METHODIC APPLIED TO THE FAST NEUTRON REACTORS

Дроздов Ю.Н. [(а)], Бокова Т.А. [(б)], Безносов А.В. [(б)], Махов К.А. [(б)]
([(а)]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва,
[(б)]Нижегородский Государственный Технический Университет им. Р.Е.Алексеева, Нижний Новгород, Россия)

В работе представлены результаты экспериментальных исследований характеристик пристенной области «ТЖМТ-конструкционный материал», отражающих компоненты пристенной области, а также, зависимость изменения шероховатости поверхностей и слоя отложений примесей в зависимости от параметров циркуляционного контура.

Ключевые слова: *тяжелый жидкометаллический теплоноситель, свинец, эвтектика свинец висмут, реакторы на быстрых нейтронах, БРЕСТ, СВБР, трение, износ, пристенная область, примеси.*

The paper deals with results of experimental studies of structures and characteristics of the wall boundary layer. The use of the thermal shock technique enabled us to experimentally determine the wall boundary structure typical of circuits with heavy liquid-metal coolants (lead or lead-bismuth alloy).
It has been experimentally demonstrated that the wall boundary layer is a multicomponent structure. It is found that long-term HLMC circulation in channels leads to an increase in the surface roughness of constructional materials due to the deposition of solid-phase impurities, which should be taken into account in tribological studies. The roughness increase degree depends on the coolant circulation conditions (temperature, flow rate, and thermodynamic activity of oxygen).

Введение

Отличительной чертой циркуляции тяжелых жидкометаллических теплоносителей является их способность формировать пристенную область [1], образованную преимущественно оксидами теплоносителя, конструкционных материалов, которые из-за разницы плотностей и других физических процессов выносятся теплоносителями из ядра потока и скапливаются на поверхностях конструкционных материалов.

Откладываясь в пристенной области слой отложений растет с ростом времени циркуляции, что может сказываться на характеристиках трения и износа контактных поверхностей в установках с этими теплоносителями

Целью работ, являлось получение информации о скорости изменения шероховатости поверхностей сталей при длительной циркуляции ТЖМТ, оценке характеристик отложенных примесей, получения информации о структурах пристенной области и ее механических характеристиках (микротвердости)

Описание экспериментального участка

Схема участка педставлена на рис.1.

Организовывалась циркуляция высокотемпературного свинцового теплоносителя через U-образную трубу Ø14 мм с толщиной стенки 2 мм, выполненной из стали 12Х18Н10Т с установленными на ее поверхности и в потоке свинцового теплоносителя

термопарами. Трубка имела съемную секцию электрообогрева и теплоизоляцию, которые демонтировались в момент, предшествующий термоудару.

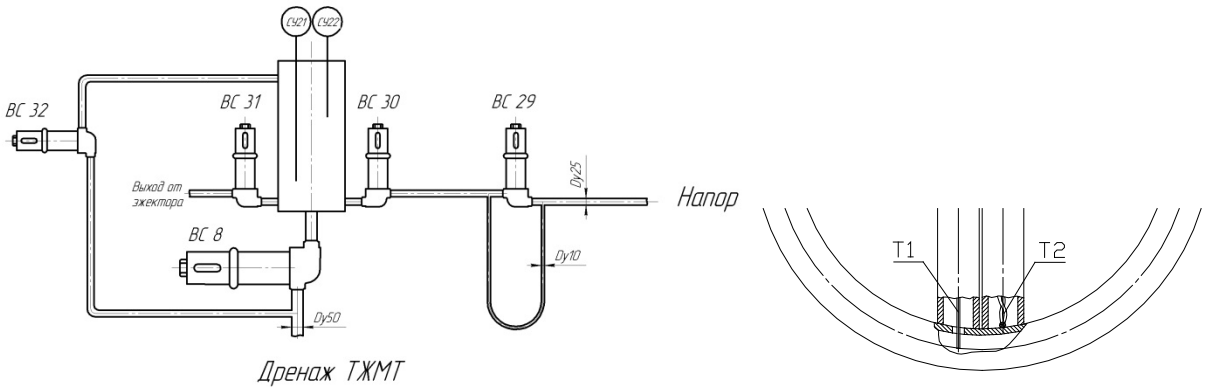


Рис. 1 Схема экспериментального участка

Скорость замораживания составляла около 2 секунд (рис.2), что контролировалось погружной термопарой. Предполагается, что за время ок. 1-2 сек. охлаждения и замораживания теплоносителя не происходит существенного изменения распределения перерастворенных примесей в ядре потока и в пристенной области.

Было проведено 5 серий экспериментов со следующими параметрами циркулирующего теплоносителя:

- $T=550^0C$, $a=10^0$-10^{-1}, $Q= 0,55м^3/ч$ ($V=2м/с$; $Re=1,074*10^5$), $t=100$ часов
- $T=470^0C$, $a=10^{-3}$, $Q= 0,27м^3/ч$ ($V=1м/с$; $Re=5,394*10^4$), $t=50$ часов
- $T=470^0C$, $a=10^{-3}$, $Q= 0,27м^3/ч$ ($V=1м/с$; $Re=5,394*10^4$), $t=75$ часов
- $T=450^0C$, $a=10^{-2}$, $Q= 0,27м^3/ч$ ($V=1м/с$; $Re=5,394*10^4$), $t=22$ часов
- $T=450^0C$, $a=10^{-2}$, $Q= 0,27м^3/ч$ ($V=1м/с$; $Re=5,394*10^4$), $t=32$ часов

Для исследования была составлена таблица идентификации образцов (см. табл. 1).

Исследования шлифов продольных разрезов образцов после экспресс замораживания

Анализ шлифов образцов показал, что в пристенной области после циркуляции теплоносителя происходит отложение частиц примесей, количество которых увеличивается с ростом термодиинамической активности кислорода. При насыщении теплоносителя кислородом через 100 часов циркуляции толщина слоя отложений достигает 0,4 мм (рис.2). При выдержке циркуляции в течение 32 часов при активности 10^{-3} толщина слоя отложений не превышала 30 мкм по результатам анализа шлифов образцов.

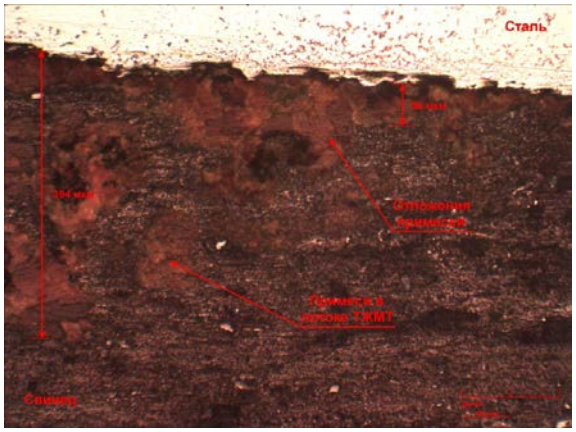


Рис. 2 Фото пристенной области образца № 3.1 ($T= 550°C$, $t=100$ часов, $a=10^{-1}$-10^0, $Q=0,55$ $м^3/ч$, $V=2м/с$, $Re=1,074*10^5$) при 200 кратном увеличении

Таблица 1

Классификация образцов для анализа

п/п	№ Образца	Описание
1	образец № 1.1	«контрольный» образец, не участвовавший в эксперименте (исходное состояние) участка трубки ø14×2 мм, использованной в первой серии экспериментов (T= 550°C, t=100 часов, a=10^{-1}-10^{0}, Q=0,55 м^3/ч, V=2м/с, Re=1,074*10^5)
	образец № 1.2	«контрольный» образец, не участвовавший в эксперименте (исходное состояние) участка трубки ø14×2 мм, использованной во второй и третьей сериях экспериментов (T= 470°C, t=50, 75 часов, a=10^{-3}, Q=0,27 м^3/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4)
2	образец № 2	образец после выдержки в среде атмосферного воздуха при T=550^{0}C в течение 100 часов
3	образец № 3.1	образец, выдержанный в среде циркулирующего расплава свинца при T=550^{0}C в течение 100 часов (a=10^{-1}-10^{0}, Q=0,55 м^3/ч, V=2м/с, Re=1,074*10^5)
	образец № 3.2	образец, выдержанный в среде циркулирующего расплава свинца при T=470^{0}C в течение 50 часов (a=10^{-3}, Q=0,27 м^3/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4)
	образец № 3.3	образец, выдержанный в среде циркулирующего расплава свинца при T=470^{0}C в течение 75 часов (a=10^{-3}, Q=0,27 м^3/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4)
	образец № 3.4	образец, выдержанный в среде циркулирующего расплава свинца при T=450^{0}C в течение 22 часов (a=10^{-2}, Q=0,27 м^3/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4)
	образец № 3.5	образец, выдержанный в среде циркулирующего расплава свинца при T=450^{0}C в течение 32 часов (a=10^{-2}, Q=0,27 м^3/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4)
4	образец № 4.1	ответная к образцу № 3.1 поверхность застывшего свинца
	образец № 4.2	ответная к образцу № 3.2 поверхность застывшего свинца
	образец № 4.3	ответная к образцу № 3.3 поверхность застывшего свинца
	образец № 4.4	ответная к образцу № 3.4 поверхность застывшего свинца
	образец № 4.5	ответная к образцу № 3.5 поверхность застывшего свинца
5	образец № 5.1	поверхность образца № 3.1 после дренирования теплоносителя
	образец № 5.2	поверхность образца № 3.2 после дренирования теплоносителя
	образец № 5.3	поверхность образца № 3.3 после дренирования теплоносителя
	образец № 5.4	поверхность образца № 3.4 после дренирования теплоносителя
	образец № 5.5	поверхность образца № 3.5 после дренирования теплоносителя

Было показано, что в пристенной области частицы примесей разделяются на 2 основные фазы: примеси, сцепленные с поверхностью конструкционного материала (рис.3) и примеси, находящиеся вблизи пристенной области, пропитанные теплоносителем (рис.4). Были замечены частицы примесей, находящиеся на расстоянии до 0,2 мм от пристенной области в потоке теплоносителя (рис.4). Были обнаружены газовые (парогазовые) полости в пристенной области с размерами до 1 см (рис. 5). Данные структуры наблюдались по результатам исследования образцов всех серий экспериментов, что позволило составить модель пристенной области «ТЖМТ-конструкционный материал». Согласно этой модели пристенная область представляет собой многокомпонентную структуру, как показано на рис. 6.

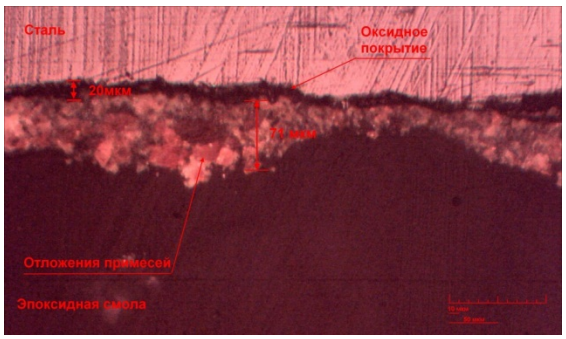


Рис. 3 Конгломераты примесей, оставшиеся после отделения слитка свинца на поверхности стали (T=550°C, t=100 часов, a=10^{-1}-10^{0}, Q=0,55 $м^3$/ч, V=2м/с, Re=1,074*10^5) при 200 кратном увеличении

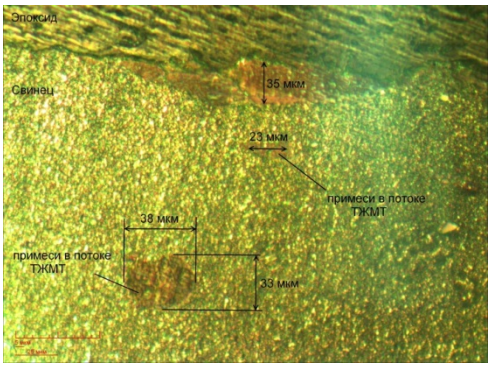


Рис. 4 Частицы примесей, пропитанные свинцом (T=470°C, t=50 часов, a=10^{-3}, Q=0,27 $м^3$/ч, V=1м/с, Re=5,394*10^4) при 400 кратном увеличении в объеме «замороженного» потока свинца

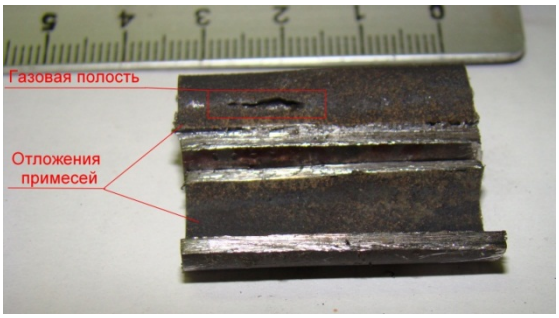
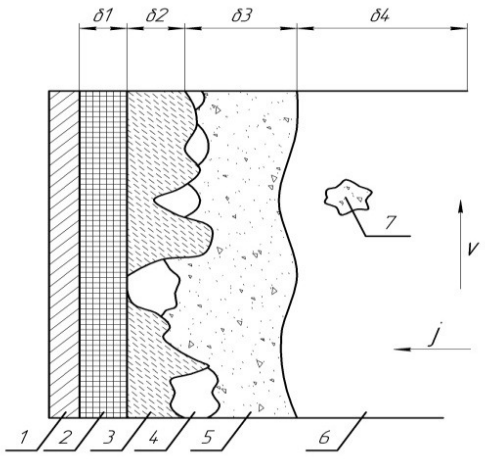


Рис. 5 Газовая (парогазовая) каверна в слитке свинца образца № 4.1



1 – сталь;
2 – оксидное покрытие;
3 – слой рыхлых отложений, слабо сцепленных с оксидным покрытием;
4 – газовая фаза (вследствие несмачивания теплоносителем оксидной поверхности);
5 – диффузионный слой пограничного турбулентного слоя, обогащенный примесями;
6 – пограничный турбулентный слой;
7 – частицы примесей, находящиеся в потоке теплоносителя вблизи пристенной области, не сцепленные со слоями 3 и 5.

Рис. 6 Схема приграничной области контакта твердого и жидкого металла

Измерение шероховатости поверхностей

Отложения примесей, очевидно изменяют шероховатость поверхностей контакта. Для оценки этого изменения были измерены шероховатости поверхностей образцов посредством профилографа-профилометра. Измерения проводились в пяти точках, после чего результат усреднялся. Результаты измерения шероховатости поверхностей представленны в табл. 2

Таблица 2

Результаты измерения шероховатости поверхностей

п/п	№ образца	Ra, мкм	Rz, мкм
1	образец № 1.1	0,8758	4,9485
	образец № 1.2	1,079	6,9383
2	образец № 2	0,9304	4,9311
3	образец № 3.1	2,7638	12,6167
	образец № 3.2	2,1393	12,39
	образец № 3.3	2,5422	14,17
	образец № 3.4	1,882	9,55
	образец № 3.5	1,912	9,959
4	образец № 4.1	2,7539	13,4477
	образец № 4.2	2,3697	12,247
	образец № 4.3	2,313	11,77
	образец № 4.4	1,894	9,55
	образец № 4.5	1,997	10,956
5	образец № 5.1	4,7166	20,4900
	образец № 5.2	2,1692	11,1086
	образец № 5.3	2,1528	12,294
	образец № 5.4	5,269	23,35
	образец № 5.5	6,201	31,6

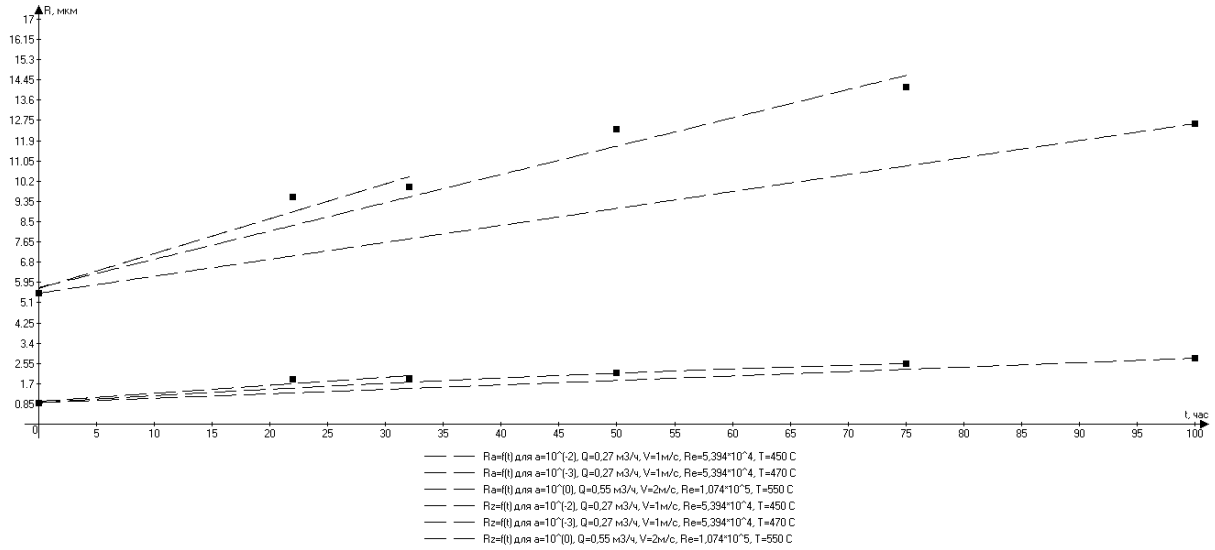


Рис. 7 График изменения шероховатости поверхностей (Rz, Ra) образцов №3.1-3.5 (линейная аппроксимация)

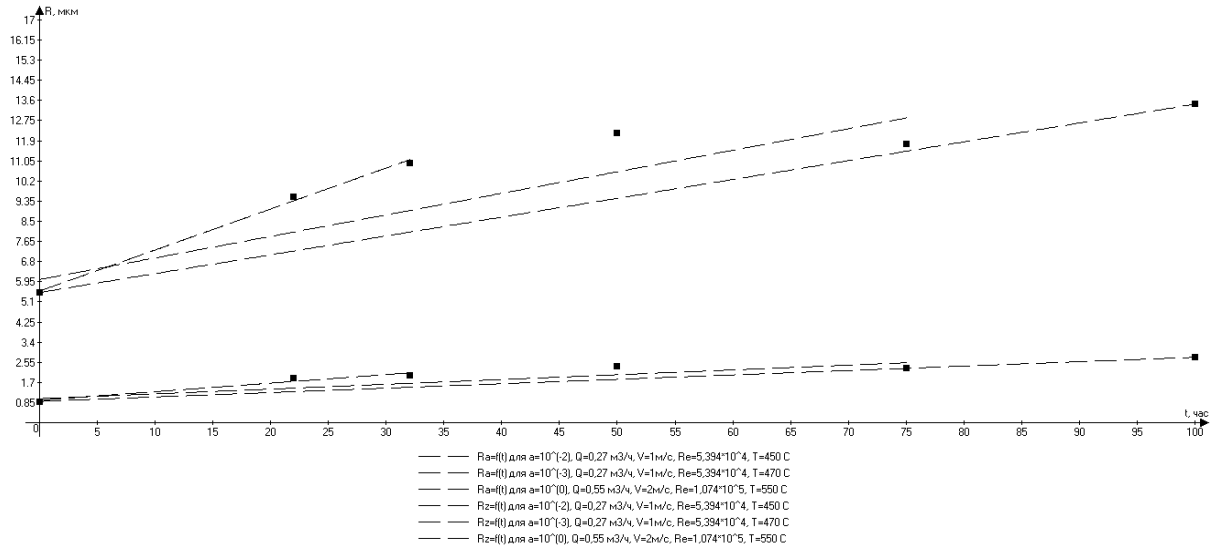


Рис.8 График изменения шероховатости поверхностей (Rz, Ra) образцов №4.1-4.5 (линейная аппроксимация)

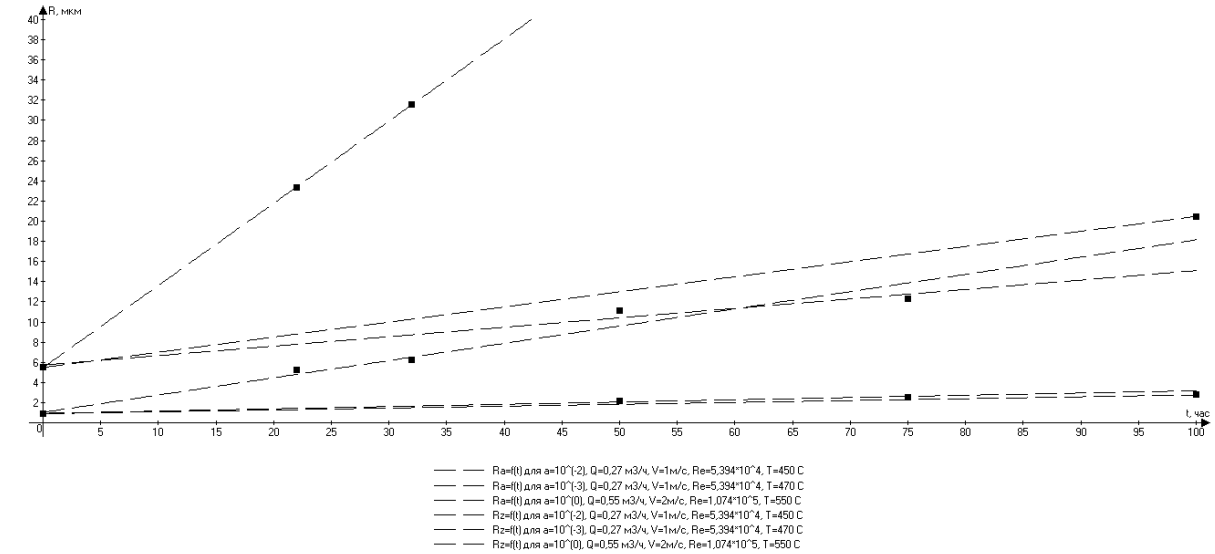


Рис. 9 График изменения шероховатости поверхностей (Rz, Ra) образцов №5.1-5.5 (линейная аппроксимация)

Выводы:

1. Длительная циркуляция ТЖМТ в каналах приводит к формированию пристенной области, представляющей собой многокомпонентную структуру.
2. Характеристики пристенной области (толщина, состав) зависят от режимных параметров контура
3. Наличие примесей в потоке ТЖМТ в пристенной области ведет к увеличению шероховатости поверхностей каналов с этими теплоносителями, величина которой зависит от скорости циркуляции теплоносителя, времени выдержки циркуляции, термодинамической активности кислорода в контуре.

Список используемой литературы

1. Безносов, А.В., Драгунов Ю.Г., Рачков В.И Тяжелые жидкометаллические теплоносители в атомной энергетике. М.: ИздАТ. 2006. 370 с.

УДК 539.4; 620.22

ИДЕНТИФИКАЦИЯМЕХАНИЧЕСКИХСВОЙСТВУГЛЕПЛАСТИКА

IDENTIFICATION OF MECHANICAL PROPERTIES OF CARBON FIBER REINFORCED PLASTICS

Думанский А.М. д.ф.м.н., Алимов М. А.к.т.н.
(Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия)

Предложен метод идентификации однонаправленных волокнистых композитов по результатам испытаний на растяжение образцов под различными углами к направлению армирования. Показано, что задача идентификации может быть сведена к решению системы линейных уравнений.

Ключевые слова: *податливость, жесткость, однонаправленный слой, псевдообратная матрица, метод наименьших квадратов.*

The method of identification of unidirectional carbon fiber reinforced laminates based on off-axis tension testing was suggested. It was shown that problem of the mechanical properties identification can be reduced to solving of system of linear equations.

Key words: *compliance, stiffness, unidirectional layer, pseudoinverse matrix, least squares method*

Для описания реальных объектов создаются соответствующие модели, позволяющие приближенно прогнозировать их поведение. Параметры модели определяются на основании опытных данных, получаемых при различных внешних воздействиях на объект. В общем случае задача идентификации объекта сводится к определению программы испытаний, необходимой для корректной формулировки модели иопределения ее параметров. При проектировании элементов конструкций из волокнистых композитов возникает задача корректного определения механических характеристик монослоя, составляющего материал.Некоторые возможности их определения применительно к образцам из углепластика, основанные на минимизации невязки расчетных и экспериментальных данных, рассмотрены в [1-3].

В более удобной для определения и анализа механических свойств монослоя формезадача может быть сведена к решению системы линейных алгебраических уравнений. Однако, в этом случае для решения указанной задачи должны быть выполнены условия ее корректности по Адамару, заключающиеся в разрешимости и единственности решения, а также в устойчивости относительно возмущения правой части [4].

В матричной форме данная задача может быть представлена следующим образом

$$A\bar{x} = \bar{b}. \qquad (1)$$

Матрица A имеет размерность $m \times n$, где m представляет собой число строк, определяющее количество наблюдений, n представляет число столбцов и соответственно количество определяемых величин.Задача (1) может не иметь решений, поэтому вместо ее решения на основе метода наименьших квадратов нужно минимизировать квадратичный функционал (невязку) $\left\|A\bar{x} - \bar{b}\right\|^2$, доставляющий

минимум в стационарной точке, являющейся решением системы «нормальных уравнений»[5]

$$A^T A\bar{x} = A^T\bar{b} \tag{2}$$

Верхний индексТ в матрице означает процедуру транспонирования.
Если определитель $det(A^T A) \neq 0$, система (2) имеет единственное решение, называемое псевдорешением системы уравнений (1).
На практике имеет место случай, когда число наблюдений больше числа неизвестных, т.е. имеем место переопределенная система уравнений.Если столбцы матрицы A линейно независимы, то матрица $A^T A$ обратима и единственное решение определяется следующей формулой[5]

$$\bar{x} = (A^T A)^{-1} A^T\bar{b}. \tag{3}$$

Задача идентификации механических свойств монослояв композите заключается в составлении системы линейных уравнений, связывающих результаты испытаний и параметры, подлежащие определению.

Рассмотрим системы определяющих соотношений для слоя, нагружаемого под некоторым углом к направлению армирования, причем нагружение может производиться по нагрузке или перемещению. В соответствии с [6] соотношения для связи напряжений и деформаций могут быть записаны следующим образом

$$\{\varepsilon_{x-y}\} = [\bar{S}_{xy}]\{\sigma_{x-y}\}, \tag{4}$$

$$\{\sigma_{x-y}\} = [\bar{G}_{xy}]\{\varepsilon_{x-y}\}, \tag{5}$$

где в фигурных скобках показаны столбцы деформаций и напряжений, в квадратных - матрицы податливости и жесткости слоя в осях симметрии образца.

Выражения в (4) и (5) для однонаправленных образцов при одноосномнагружении под углом θк направлению армирования могут быть сведены к системам линейных уравнений относительно неизвестных значений податливости или жесткости слоя. Предполагая, что нагружение образцов задается нагрузкой или перемещением в направлении оси Ох образца, соотношения (4) и (5) могут быть переписаны следующим образом

$$[A_\theta]\{\bar{s}^0\} = \frac{\{\varepsilon_{x-y}\}}{\sigma_x}, \tag{6}$$

$$[B_\theta]\{\bar{g}^0\} = \frac{\{\sigma_{x-y}\}}{\varepsilon_x}. \tag{7}$$

где $\overline{s^0} = (s_{11}^0 \quad s_{22}^0 s_{12}^0 \quad s_{66}^0)^T$ и $\overline{g^0} = (g_{11}^0 \quad g_{22}^0 g_{12}^0 \quad g_{66}^0)^T$ – векторы компонент податливости и жесткости монослоя.
Число столбцов в матрицах $[A_\theta], [B_\theta]$определяетсяколичеством измеряемых величин и в данном случае равно четырем, а число строк -количеством углов,при которых проводятся испытания.

Компоненты матрицы податливости s_{ij}^0 однонаправленного слоя связаны с техническими характеристиками упругости следующим образом:

$$[S] = \left(s_{ij}^0\right) = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\mu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\mu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{pmatrix}. \quad (8)$$

В качестве иллюстрации идентификации была проведена обработка опытных данных, приведенных в работе [7]. На рис. 1 приведены кривые деформирования однонаправленного углепластика T800H/2500(S) под углами $10^0, 15^0, 30^0, 45^0, 90^0$ к направлению армирования при комнатной температуре. Углеродное волокно компании Torayотносится к классу среднемодульных волокон имеющих модуль упругости, равный 294 ГПа, прочность - 5490 МПа, предельная деформация, равная 1,87 %. Плотность 1,81 $^{\text{г}}/_{\text{см}^3}$, диаметр волокна 5,11 μm.

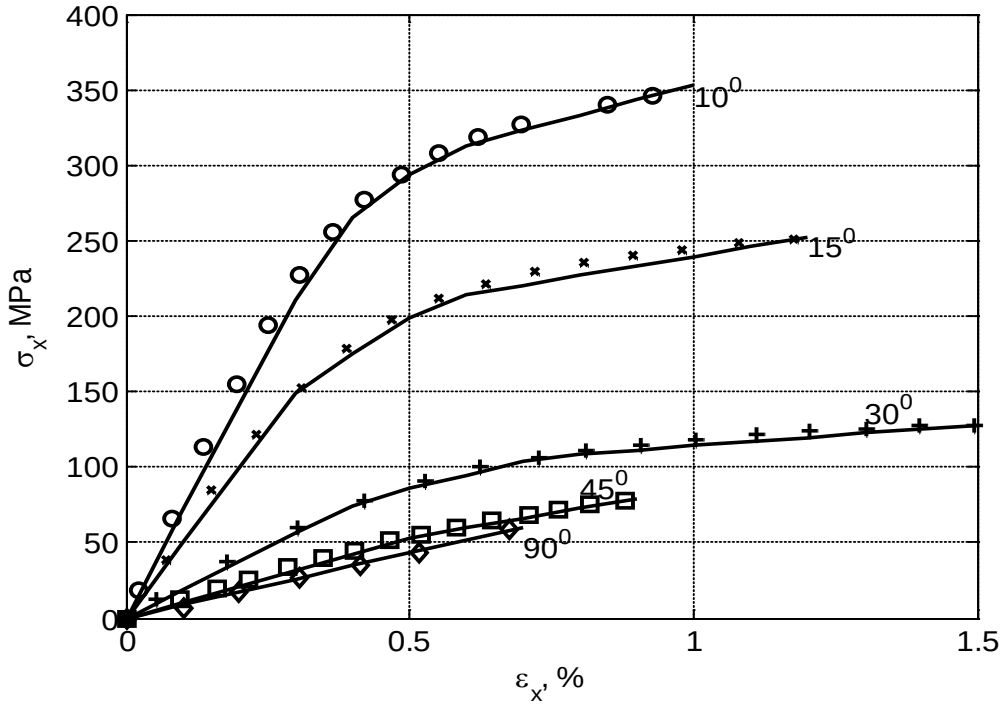


Рис. 1. Кривые деформирования однонаправленного углепластика при растяжении под разными углами к направлению армирования. Значки – экспериментальные точки, сплошные линии – аппроксимации.

На рис 1 наряду с экспериментальными точками приведены аппроксимации кривых деформирования однонаправленных образцов, выполненных с помощью функции Хевисайда. В общем случае такие диаграммы аппроксимировались кусочно-линейной зависимостью следующего вида

$$\sigma(\varepsilon) = a_0\varepsilon - a_1(\varepsilon - \varepsilon_1)H(\varepsilon - \varepsilon_1) - a_1(\varepsilon - \varepsilon_2)H(\varepsilon - \varepsilon_2) \quad (9)$$

Для соответствующих углов были получены следующие выражения для аппроксимации кривых деформирования

$$\sigma_{10}(\varepsilon) = 701{,}3\varepsilon - 421{,}6(\varepsilon - 0{,}364)H(\varepsilon - 0{,}364) - 178{,}7(\varepsilon - 0{,}551)H(\varepsilon - 0{,}551)$$
$$\sigma_{15}(\varepsilon) = 494{,}8\varepsilon - 252{,}3(\varepsilon - 0{,}308)H(\varepsilon - 0{,}308) - 179{,}3(\varepsilon - 0{,}550)H(\varepsilon - 0{,}550)$$
$$\sigma_{30}(\varepsilon) = 186{,}9\varepsilon - 95{,}4(\varepsilon - 0{,}418)H(\varepsilon - 0{,}418) - 63{,}4(\varepsilon - 0{,}726)H(\varepsilon - 0{,}726)$$

$$\sigma_{45}(\varepsilon) = 106{,}4\varepsilon - 45{,}1(\varepsilon - 0{,}521)H(\varepsilon - 0{,}521)$$
$$\sigma_{90}(\varepsilon) = 86{,}5\varepsilon,$$

где $H(\ )$ - функция Хевисайдасоответствующего аргумента. Аппроксимации выполнены таким образом, чтобы описать кривые деформирования, где напряженияявыражены в МПа, а деформации - в процентах.

Из аппроксимации кривых деформирования видно, что нелинейные свойства для угла в 45^0 достаточно аппроксимировать с помощью двух линейных кривых, а при 90^0 кривая деформирования линейна.

В данном случае система линейных уравнений для определения характеристик податливости слоя описывается спомощью строки следующего вида:

$$(\mathrm{c}^4 \quad s^4 \quad 2s^2c^2s^2c^2)\overline{s^0} = \left(\frac{\varepsilon_x}{\sigma_x}\right) \tag{10}$$

Отметим, что $\frac{\varepsilon_x}{\sigma_x} = \frac{1}{E_x}$.

Из (10) видно, что третий и четвертый элементы в строке матрицы линейно зависимы, и ранг матрицы (10), составленной для данных углов, равен трем. Это означает, что определить раздельно элементы s_{12}^0 и s_{66}^0 нельзя, поэтому определялосьчисловое значение $2s_{12}^0 + s_{66}^0$. В этом случае матрица $A_\theta = (\mathrm{c}^4 \quad s^4 \quad c^2s^2)$ примет следующий вид:

$$A = \begin{pmatrix} \cos^4 10^0 & \sin^4 10^0 & \sin^2 10^0 \cos^2 10^0 \\ \cos^4 15^0 & \sin^4 15^0 & \sin^2 15^0 \cos^2 15^0 \\ \cos^4 30^0 & \sin^4 30^0 & \sin^2 30^0 \cos^2 30^0 \\ \cos^4 45^0 & \sin^4 45^0 & \sin^2 45^0 \cos^2 45^0 \\ \cos^4 90^0 & \sin^4 90^0 & \sin^2 90^0 \cos^2 90^0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0{,}9406 & 0{,}0009 & 0{,}0292 \\ 0{,}8705 & 0{,}0045 & 0{,}0625 \\ 0{,}5625 & 0{,}0625 & 0{,}1875 \\ 0{,}2500 & 0{,}2500 & 0{,}2500 \\ 0{,}0000 & 1{,}0000 & 0{,}0000 \end{pmatrix}$$

Искомый вектор принимает вид $\overline{s^1} = (s_{11}^0 \quad s_{22}^0 \quad s_{33}^0)$ в котором компонента $s_{33}^0 = 2s_{12}^0 + s_{66}^0$.В этом случае к матрице A может быть применена формула (3), которая в наших обозначениях будет иметь следующий вид

$$\overline{s^1} = (A^T A)^{-1} A^T \bar{b}, \tag{11}$$

где $\bar{b} = \left(\frac{\varepsilon_x^{10}}{\sigma_x^{10}} \quad \frac{\varepsilon_x^{15}}{\sigma_x^{15}} \quad \frac{\varepsilon_x^{30}\varepsilon_x^{45}}{\sigma_x^{30}\sigma_x^{45}} \quad \frac{\varepsilon_x^{90}}{\sigma_x^{90}}\right)^T$.

Числовое значение матрицы

$$(A^T A)^{-1} A^T = \begin{pmatrix} 0{,}6173 & 0{,}5086 & 0{,}0706 & -0{,}2523 & 0{,}0558 \\ 0{,}0283 & -0{,}0006 & -0{,}0675 & 0{,}0475 & 0{,}9923 \\ -1{,}2412 & -0{,}6301 & 1{,}7076 & 3{,}0220 & -0{,}8583 \end{pmatrix}$$

Полученные значения оказались равными $\overrightarrow{s^1} = (0{,}0074 \quad 0{,}1203 \quad 0{,}2134)$. Значения модулей упругости в соответствии с (8) оказались равными $E_1 = 135{,}6$ ГПа, $E_2 = 8{,}3$ ГПа. Компонента $s_{33}^0 = -2\frac{\mu_{12}}{E_1} + \frac{1}{G_{12}}$. Отметим, что в третьей компоненте решения второе слагаемое, равное обратному значению модуля сдвига слоя, является преобладающим по сравнению со вторым слагаемым. Экспериментальное значениекоэффициента Пуассона для однонаправленногослоя может быть принято равным 0,310, тогда, используя ранее найденное значение E_1, можно найти значение модуля сдвига слоя. После вычислений оказалось, что$G_{12} = 4{,}6$ ГПа.

Числовые значения вектора правой части $\vec{b}$, экспериментальных и расчетных значений модулей упругости и погрешности, определенных в линейно упругойобласти, приведены в таблице 1.

Таблица 1.

θ, град.	10	15	30	45	90
$\frac{\varepsilon_x}{\sigma_x}$, ГПа$^{-1}$	0,0126	0,0202	0,0535	0,0844	0,1202
$E_x^{\text{эксп.}}$, ГПа	79,1	49,5	18,7	11,9	8,3
$E_x^{\text{расч.}}$, ГПа	75,4	49,4	19,4	11,7	8,3
Погрешность, %	5	0,3	3,5	1,4	0

Из данных таблицы 1 видно хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных.

Проведем оценку погрешностей вычислений компонент податливости и технических характеристик упругости слоя, возможных в процессе реализации алгоритма. Число обусловленности матрицы A определяется как квадратный корень из числа обусловленности матрицы A^TAили квадратный корень отношения максимального собственного числа матрицы A^TA к минимальному. Значение числа обусловленности матрицыAоказалось равным$k_2(A) = 5{,}5661$.Небольшое значение числа обусловленности свидетельствует об устойчивости задачи. Предполагая, что компоненты матрицыA определены точно и погрешность измерений определяется погрешностью в измерении свободных членов, равных обратным величинам к соответствующим значениям модулей упругости, с помощью формул, приведенных в [9],можно определить относительную погрешность коэффициентов податливости слоя

$$\frac{\|\delta s^1\|_2}{\|s^1\|_2} \le \frac{k_2(A)\|r\|_2}{\|b\|_2} = 0{,}0803, \qquad (12)$$

$\|r\|_2 = 0{,}0023$ – евклидова норма невязки $\vec{r} = A\overrightarrow{s^1} - \vec{b}$, норма вектора свободных членов оказалась равной $\|b\|_2 = 0{,}1581$.

Погрешность определения коэффициентов податливости примерно 8% приводит к той же самой погрешности в определении искомых характеристик упругости слоя, что может считаться допустимым для инженерных приложений.

Описанный выше алгоритм может быть использован для оценки нелинейных свойств слоя. Поскольку экспериментальная кривая деформирования в направлении 90^o линейна, нелинейные свойства слоя будут определяться нелинейными свойствами при сдвиге в плоскости слоя. В направлении армирования волокон деформирование слоя также может считаться линейным [10]. Для данных углов расчетная матрица Aостанется той же самой, а значит ее псевдообратная не изменится. Коррекция будет производиться за счет изменения вектора свободных членов, которые будут изменяться в соответствии с расчетом по кривым аппроксимации. Однако величинызначений вектора отношений деформации к соответствующему значению касательного модуля должны быть приведены к единому значению сдвиговой деформации в плоскости слоя, которая должна вычисляться с помощью известного выражения

$$\gamma_{12} = \left(\varepsilon_y - \varepsilon_x\right)\sin 2\theta + \gamma_{xy}\cos 2\theta.$$

Повторяя процедуру вычисления вектора свободных членов для разных величин сдвиговой деформации, можно определить значения координат точек в осях$\tau_{12} - \gamma_{12}$,

по которым можно оценить нелинейность механических свойств слоя при сдвиге. К сожалению, в нашем распоряжении таких данныхне имелось.

Реализацию подобной процедуры можно было бы выполнить по результатам испытаний образцов с перекрестным армированием слоев, с измерением деформаций в направлениях симметрии образцов. В этом случае матрица определяющих соотношений будет иметь другую структуру, в частности, будет включать в себя данные измеренных значений деформаций и напряжений.

Получение нелинейных диаграмм деформирования слоя при сдвиге в плоскости слоя важно для оценки нелинейных свойств многонаправленных пакетов. Используя подходы, разработанные в [2,3], можно оценить анизотропию нелинейных свойств пакета, составленного из разнонаправленных слоев.

Реологические свойства слоистых углепластиков в значительной степени определяются реологией при сдвиге в плоскости слоев, что также может быть использовано при построении определяющих соотношений[11].

Список литературы

1. Алфутов Н.А., Зиновьев П.А., Таирова Л.П. Идентификация упругих характеристик однонаправленных материалов по реультатам испытаний многослойных композитов. В кн.: Расчеты на прочность. Вып. 30. 1989. – С. 16-31.
2. Думанский А.М., Алимов М.А., Таирова Л.П., Горлач И. Структурно-феноменологическая идентификация неупругих свойств слоистых углепластиков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 6. С. 10-16.
3. Думанский А.М., Таирова Л.П., Горлач И., Алимов М.А. Расчетно-экспериментальное исследование нелинейных свойств углепластика // Проблемы машиностроения и надежности машин.- № 5. – 2011. – С. 91-97.
4. Тихонов А.Н., Гончарский А.В., Степанов В.В., Ягола А.Г. Численные методы решения некорректных задач // М.: Наука, 1990. – С. 5.
5. Стренг Г. Линейная алгебра и ее применения. Пер. с англ. под ред. Г.И. Марчука. М.: Мир, 1980. С. 137.
6. Композиционные материалы. Справочник. Под общ. ред. чл.-кор. В.В. Васильева, Ю.М. Тарнопольского. - М.: Машиностроение, 1990. -С. 236.
7. Kawai M and Honda N. Ply-by-ply off-axis fatigue life prediction for cross-ply cfrp laminates at room temperature // 16th International conference on composite materials. Kyoto, Japan,July 3-8, 2007, pp. 1-7.
8. Ogihara S., Kobayashi S., Reifsnider K. Characterization of nonlinear behavior of carbon/epoxy unidirectional and angle-ply laminates // Adv. Compos. Mater., 2003, V. 11. – N 3. – PP.239-254.
9. Уоткинс Д. Основы матричных вычислений // М.: Бином. Лаборатория знаний, 2006. - С. 155.
10. Instructions to contributors of the third World-Wide Failure Exercises (WWFE-III). Part(A). - 48 p.
11. Dumansky A.M., Tairova L.P. A method for the construction of hereditary constitutive equations of laminates bases on a hereditary constitutive equation of a layer // In: Current themes in engineering science 2007. Editor A.M. Korsunsky. Melville, New York, 2008. AIP conference proceedings 1045. PP. 71-80.

ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПОКРЫТИЯ, НАНЕСЕННОГО МЕТОДОМ PVD НА РЕЖУЩЕМ ИНСТРУМЕНТЕ

SURFACE ROUGHNESS INVESTIGATION OF PVD COATINGS ON CUTTING TOOLS

М.Енек (M. Jenek)[(a)], Л.Шварцбург (L. Szwarcburg)[(b)], В.Серебряков (W.Sieriebriakow)[(c)]
([(a)] Университет в г.Зелена Гура, Польша; [(b)] МГТУ «Станкин», Россия; [(c)] Высшая профессиональная щкола, Любин, Польша)

В мировой практике металлообрабатывающей промышленности все большее применение находят инструментальные материалы с покрытием. Как правило, это типичный композиционный материал, обладающий высокой износостойкостью, а также достаточно удовлетворительной прочностью при изгибе, ударной вязкостью, выносливостью, трещиностойкостью. Таким образом, инструментальные материалы с износостойким покрытием по своим свойствам приближаются к свойствам идеализированного инструментального материала. К тому же режущий инструмент, изготовленный из такого материала, обладает удовлетворительным запасом хрупкой и пластической прочности, что увеличивает его надежность, особенно при использовании на сложном автоматизированном оборудовании [1].

Свойства инструмента можно изменять за счет варьирования химическим составом покрытия, его структурой и типом связи с инструментальным материалом. В свою очередь, указанные параметры будут сильно зависеть от метода нанесения и технологических условий формирования покрытия [2].

Выбор метода нанесения покрытий является чрезвычайно важной задачей разработки инструментального материала с покрытием. Наибольшее распространение для нанесения износостойких покрытий на режущий инструмент получили методы химического (газофазного) осаждения покрытий (ХОП) или методы CVD (Chemical Vapour Deposition и физическое осаждение покрытий в вакууме (ФОП) или PVD (Physical Vapour Deposition) [3].

Методы ФОП (PVD) универсальны с точки зрения получения гаммы монослойных, многослойных и композиционных покрытий на основе нитридов, карбидов, карбонитридов, оксидов, боридов тугоплавких металлов. Кроме того, методы PVD позволяют наносить покрытия при температурах, исключающих разупрочнение материала инструмента во время процесса.

Методы PVD основаны на физическом испарении вещества в вакуумное пространство камеры с последующей подачей реакционного газа (N_2, O_2, CH_4, др.). Отличие методов состоит в принципах физического испарения вещества, различной степени ионизации пароионного потока, конструктивных особенностях установок.

В мировой практике для нанесения покрытия на РИ используют следующие методы PVD: конденсация вещества из плазменной фазы в вакууме с ионной бомбардировкой (метод КИБ) и его аналогов "Arc-PVD" или "Ion Bond", а также магнетронное распыление.

Метод КИБ можно отнести к методам электродугового распыления в вакууме. Получение износостойких покрытий этим методом заключается в испарении материала катода (в частности титана) в разряде электрической вакуумной дуги в присутствии газа реагента (чаще всего азота) и последующей конденсации с ионной бомбардировкой

образовавшегося соединения (например, нитрида титана), которое формируется в результате плазмохимической реакции [4].

Дуговой разряд возможен при наличии в дуговом промежутке ионов и электронов. Первичные электроны эмитируются в дуговой промежуток катодом по механизму термоэлектронной эмиссии . Под действием эмитированных электронов в разрядном промежутке происходит ионизация испарившегося вещества катода.

Таким образом, в вакуумной камере образуются высокоскоростные плазменные струи, скорость ионизированных частиц составляет до 10^4 м/с. Особенностью КИБ является то, что при приложении к подложке отрицательного потенциала той или иной величины на ней происходят процессы нагрева и чистки ускоренными ионами распыленного вещества катода, либо различные режимы конденсации покрытия, сопровождающиеся ионной бомбардировкой.

Важнейшим отличием процесса КИБ является высокая энергия ионов в плазме. Это определяет высокую скорость движения ионов и, соответственно, высокую адгезию покрытия к подложке. Скорость движения иона зависит от длины его свободного пробега, обусловленной сочетанием технологических параметров. Чем выше скорость иона, тем выше, с одной стороны, его плазмохимическая активность, а с другой нагрев подложки.

Формирование покрытия происходит с образованием на поверхности подложки в начальный момент слоя неориентированных мелкозернистых кристаллитов, на которые затем начинают расти ориентированные столбчатые кристаллиты. Нужно отметить, что особенностью метода КИБ является высокая химическая активность испаряющегося материала, который состоит из высоко ионизированного потока низкотемпературной плазмы. Высокая плотность энергии в катодном пятне позволяет испарять любые электропроводящие материалы, в том числе тугоплавкие IV - VI групп Периодической таблицы (Ti, Zr, Hf, V, Ta, Ni, Mo, Cr, W).

Все этапы вакуумно-плазменной обработки инструмента по методу КИБ проводились в многофункциональной установке «СТАНКИН-АПП-1», оснащенной устройством для генерации плазмы двухступенчатого вакуумно-дугового разряда, вакуумно-дуговыми испарителями, многоканальной системой напуска газа, системой бесконтактного контроля над температурой обрабатываемого инструмента, а также целым комплексом вспомогательного оборудования для измерения и контроля параметров процесса обработки.

Двухступенчатый вакуумно-дуговой разряд (ДВДР) представляет собой разряд, в котором положительный столб дуги разделён на две ступени, первая из которых представляет собой вакуумную дугу с холодным катодом, а вторая ступень – положительный столб дугового разряда в плазме рабочего газа низкого давления. Вакуумная плазма ДВДР может быть использована для целого ряда плазменных процессов: ионная очистка поверхности, вакуумный прогрев, азотирование и т.д [5].

В работе были исследованы сложнолегированные композиционные покрытия TiCrN и NbTiZrN, нанесенные на твердосплавные режущие пластины Т15К6 и быстрорежущую сталь Р6М5.

Перед нанесением вакуумно-плазменных покрытий выполняли очистку образцов по специальной технологии. Удаление жировых и масляных загрязнений с поверхности образцов производилось в ультразвуковой ванне УЗВ-18М в горячем (Т = 60 ^{0}С) водном растворе щелочей. Затем образцы промывались в двух ваннах с теплой (Т = 20 ^{0}С) дистиллированной водой в течение 0,5 минут. После этого образцы обезжиривались в ацетоне. Окончательная промывка образцов производилась в этиловом спирте. Заключительной операцией подготовки образцов к нанесению износостойкого покрытия была сушка при температуре Т = 150 ^{0}С, которая способствует удалению влаги с поверхности и эффективно противодействует окислению.

Образцы, прошедшие очистку по указанной технологии, помещались в камеру установки для проведения процессов по упрочнению. Образцы закреплялись на оснастке с планетарным вращением, за счет чего достигалась сплошность и однородность покрытия по всей поверхности обрабатываемых образцов.

Для получения износостойкого многослойного покрытия (TiC)rN были изготовлены катоды из сплава ВТ1-0 и из сплава ВХ17. Для получения покрытия (NbTiZr)N были использованы катоды из сплава состава (Nb-40%, Ti-40%, Al-10%, легирующие добавки Cr, Mo, Zr). В качестве образцов были выбраны твердосплавные пластины из сплава Т15К6 и пластины из быстрорежущей стали Р6М5. Определение толщины покрытия проводили на изломе молибденовой фольги и на поперечных шлифах.

В связи с тем, что процесс резания инструментом с пластинами, на поверхность которых нанесено износостойкое покрытие, качество обработанной таким инструментом поверхности детали зависит от состояния поверхности инструмента, в частности его шероховатости, в данной работе изучалось изменение состояния (шероховатости) поверхности режущих пластин после нанесения различных покрытий при изменении режима процесса.

Исследования шероховатости поверхности проводились до и после нанесения покрытий на профилографометре PMG-1C конструкции Краковского Института обработки резанием (Польша).

Результаты исследований

На рисунках 1 и 3 представлены профилограммы поверхности до и после нанесения покрытия на режущие пластины из материала Р6М5 (Н10) и Т15К6(S26) соответственно.

На рисунках 2 и 4 приводятся графические результаты измерений шероховатости поверхности покрытий на режущих пластинах из указанных материалов. Шероховатость поверхности оценивалась по следующим основным параметра: Ra, Rz, Rp, Rv а также удельной несущей способности поверхности на уровне шероховатости 20% и 50 % (G20 и G50).

Из анализа результатов приведенных на рис.1 и 2, видно, что изменение шероховатости поверхности покрытий на режущие пластины Р6М5 зависит от вида покрытия и его толщины. Наилучшая шероховатость Ra наблюдалась на поверхности покрытия (TiCr)N толщиной 4мкм, которая примерно на 30% была ниже в сравнении с шероховатостью поверхности без покрытия. Шероховатость поверхности другого покрытия (NbTiZr)N толщиной 4мкм также снизилась, но в меньшей степени (примерно на 10%. Шероховатость поверхности обоих покрытий толщиной 2мкм была значительно выше (от 15 до 30%) в сравнении с шероховатостью поверхности без покрытия.

Отмеченное изменение шероховатости в зависимости от толщины покрытия обьясняется тем, что в начале процесса нанесения покрытия его осаждение происходит прежде всего на вершинах неровностей поверхности, что и приводит к указанному увеличению шероховатости.

Во всех случаях модификации поверхности наблюдался рост шероховатости (параметр Rp) а также снижение удельной несущей способности G20 і G50. Указанные изменения произошли в результате появления на покрытии мелких частиц осажденного материала.

Анализируя результаты модификации поверхности другого режущего материала – Т15К6 следует отметить рост шероховатости поверхности после нанесения покрытия независим от изменения его толщины. Во всех случаях модификации поверхности исследуемыми покрытиями на режущих пластинах Т15К6 наблюдался также рост параметра

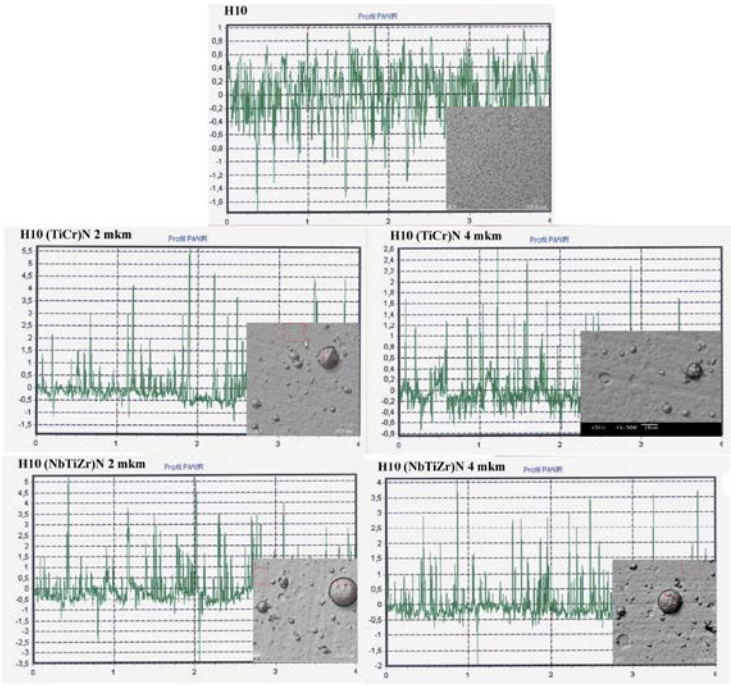


Рис.1. Профилограммы поверхности до и после нанесения покрытий H10 (P6M5) различной толщины на режущих пластинах

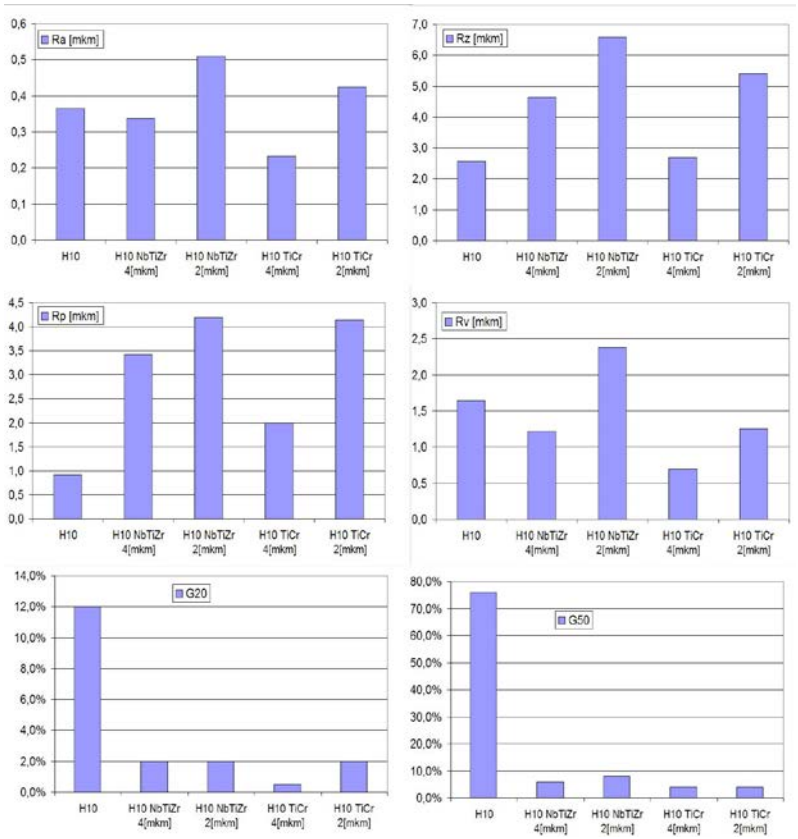


Рис.2. Результаты измерений шероховатости поверхности покрытий на режущих пластинах H10 (P6M5)

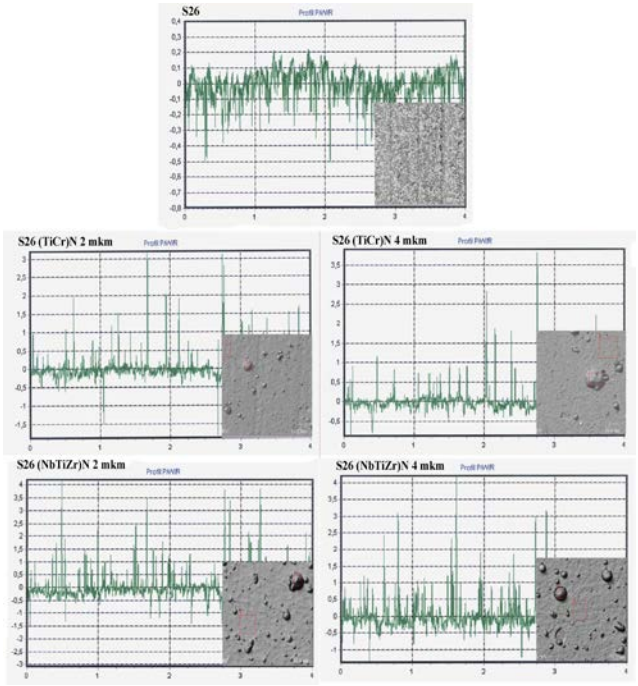


Рис. 3. Профилограммы шероховатости поверхности режущих пластин S26(Т15К6) до и после нанесения покрытий различной толщины.

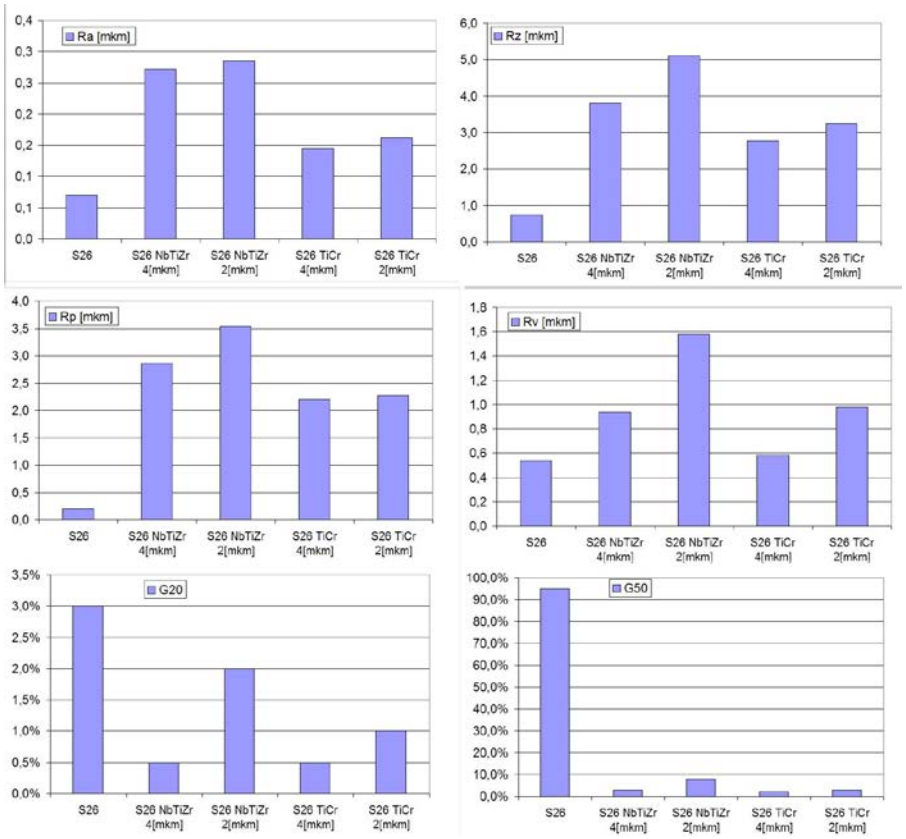


Рис.4. Результаты измерений шероховатости поверхности покрытия на пластине S26 (Т15К6)

Rp а также снижение показателя удельной несущей способности G20 и G50, что может быть объяснено явлением неравномерного налипания на поверхности наносимых частичек.

Таким образом, как видно из результатов проведенных исследований, модификация поверхности режущих пластин путем нанесения покрытия методом PVD изменяет состояние поверхности снижая или увеличивая ее шероховатость в зависимости от параметров процесса. Характер указанного изменения зависит от материала режущей инструментальной пластины и толщины наносимого покрытия. Изменения шероховатости связано в большой степени, с изменением таких параметров как Rp и G20 и G50.

Оценивая состояние получаемой в процессе модификации шероховатости поверхности на инструменте следует принимать во внимание влияние этой шероховатости на состояние обрабатываемой поверхности в процессе резания.

Список литературы

1. Wysiecki M.: Nowoczesne materiały narzędziowe. WNT, Warszawa 1997.
2. Kupczyk M.: Wytwarzanie i eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi. Wydawnistwo Politechniki Poznanskiej, Poznań 2009
3. Przybylski L.: Strategia doboru warunków obróbki współczesnymi narzędziami. Politechnika Krakowska, Kraków 2000
4. Григорьев С.Н., Волосова М.А.: Нанесение покрытий и и поверхностная модификация инструмента. МГТУ «Станкин», Москва, 2007.
5. Григорьев С.Н.: Эффективность процессов обработки. МГТУ «Станкин», Москва, 2006.

УДК 621.9

ВЫБОР АЛЬТЕРНАТИВНЫХ ВАРИАНТОВ ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

CHOICE OF ALTERNATIVES FOR FINISHING AND HARDENING TREATMENT OF MACHINE PARTS

Ершов А. А. к.т.н., Преображенская Е. В. к.т.н.
(МГУПИ, Москва, РФ)

В работе представлен алгоритм выбора оптимального процесса отделочно-упрочняющей обработки деталей машин на основе оценки предпочтительности процесса по средневзвешенному значению относительных величин критериев оптимальности с учетом предложенной четырехуровневой иерархии процессов.

Ключевые слова: *отделочно-упрочняющая обработка, алмазное выглаживание, критерий оптимальности процесса*

The paper presents the algorithm for selecting the optimal process finishing and hardening treatment of machine parts based on an assessment of preference for the weighted average of the relative values of the optimality criteria, taking into account the proposed four-level hierarchy of processes.

Keywords: *finishing and hardening treatment, diamond burnishing, optimality criterion process*

В настоящее время для повышения ресурса работы деталей применяются различные методы отделочно-упрочняющей обработки, в т. ч. пневмодробеструйное упрочнение, гидродробеструйное упрочнение, вибрационная обработка, пневмодинамическое упрочнение, алмазное выглаживание, упрочнение микрошариками [1]. Эти конкретные наименования процессов в дальнейшем будут именоваться видами процессов обработки. Более общей характеристикой процессов является их характер – статический, динамический либо комбинированный. Комбинированная обработка предполагает использование нескольких видов энергии одновременно, например, механической и тепловой.

Каждый из названных выше процессов определённого вида может осуществляться в соответствии с той или иной схемой его реализации. Например, при динамической обработке дробью принципиально возможны две схемы реализации – с выводом дроби из зоны обработки и без вывода дроби. И, наконец, каждая из схем реализации может иметь в общем случае несколько вариантов конструктивного исполнения. Например, при создании наклёпа дробью с выводом дроби могут осуществляться различные варианты конструкций отражателя, отделителя воздуха, разгонного сопла и механизма вывода дроби из рабочей зоны.

Поэтому, в соответствии с вышеизложенным, при выборе вариантов схем обработки целесообразно ввести иерархию из четырёх уровней.

Высший уровень – характер отделочно-упрочняющей обработки – это наиболее общая характеристика совокупности рассматриваемых видов процессов, в соответствии с которым вся совокупность процессов, применение которых возможно и целесообразно для отделочно-упрочняющей обработки определённого класса деталей, разбивается на несколько непересекающихся групп. Каждая из таких групп характеризуется той или иной общностью признаков, например, характером силового взаимодействия между деталью и инструментом.

Второй уровень – это конкретный вид технологического процесса отделочно-

упрочняющей обработки. Третий уровень – это конкретные схемы реализации процессов, на которые может подразделяться каждый из видов процессов. И, наконец, четвёртый, самый нижний уровень – конструктивное исполнение устройств, в соответствии с которыми осуществляется та или иная схема реализации.

Следует отметить, что конкретное предметное содержание, которое должно закладываться в описанную выше четырёхуровневую иерархическую систему множества вариантов, может быть различным для деталей различных типов и применяемой совокупности технологических процессов. Соответственно различными будут и их подразделения на виды процессов, схемы реализаций и варианты конструктивных исполнений.

В качестве примера реального представления такого содержания рассмотрим формирование множества вариантов обработки наружных цилиндрический поверхностей алмазным выглаживанием, отнесённым нами на первом уровне иерархии к статическим процессам.

На втором уровне иерархии процесс алмазного выглаживания может рассматриваться как самостоятельный конкретный вид процесса отделочно-упрочняющей обработки, однако возможно несколько его модификаций, существенно отличающихся между собой по такому важнейшему признаку как кинематическая схема формообразования обрабатываемой поверхности детали. Общее количество возможных вариантов реализации процесса алмазного выглаживания, характеризующих конкретные схемы процесса будут определяться:

- базовой кинематической схемой формообразования цилиндрической поверхности;
- сочетанием и соотношением рабочих движений инструмента и детали;
- пространственным соотношением векторов рабочих движений инструмента и детали.

Поскольку каждая из таких модификаций может быть осуществлена в различных вариантах схем реализации (об этом будет сказано ниже), то при анализе возможности использования указанного множества таких модификаций целесообразно каждую из них рассматривать как самостоятельный вид процесса (т. е. один из альтернативных вариантов на втором уровне иерархии).

Третий уровень иерархии – конкретная схема реализации, применительно к рассматриваемому примеру определяется формой рабочей части инструмента, количеством инденторов в деформирующей головке, их расположением и т. д.

Последний, четвёртый уровень иерархии характеризуется различными вариантами конструкции корпуса, механизма фиксации инструмента, конструкцией механизма нагрузки на инструмент и т. п., т. е. конструктивными особенностями исполнения одного из возможных вариантов.

Таким образом, общее количество вариантов на каждом из уровней иерархии и их конкретные содержания определяются структурой всего множества рассматриваемых вариантов технологических процессов и различных их модификаций.

Множество различных вариантов с учётом четырёхуровневой иерархической системы их классификации графически может быть представлено в виде упрощённой диаграммы [2] для каждого технологического процесса ППД.

Постановка задачи начинается с анализа структуры множества подвергаемых рассмотрению вариантов процессов обработки (начиная с верхнего уровня – характера процессов) с учётом их всевозможных наименований и соответствующих модификаций, которые применимы для данной технологической операции (совокупность видов процессов обработки – второй уровень иерархии). Далее для каждого наименования процесса и каждой из его модификаций (если таковые существуют и могут быть реализованы с помощью имеющихся технических средств, либо же могут быть специально спроектированы) следует определить соответствующее

множество схем реализации (третий уровень).Далее для каждой из схем реализации определяется множество вариантов конструктивных исполнений (четвёртый уровень).

Далее следует сформулировать критерии сопоставимости вариантов и определить их численные значения для каждого из сопоставляемых вариантов на всех уровнях иерархии. Критерии оптимальности в общем виде можно подразделить на две группы. К первой группе относятся критерии, характеризующие эксплуатационные свойства обрабатываемой детали, например, долговечность её работы. Ко второй группе критериев относятся технико-экономические показатели, важнейшими из которых являются производительность и себестоимость.

Общее количество задаваемых критериев и их конкретная номенклатура определяется спецификой рассматриваемой задачи и наличием исходных данных. Например, имеется большая номенклатура показателей, характеризующих качество обрабатываемой поверхности: шероховатость, глубина упрочнённого слоя, степень наклёпа и т. д. Однако, в конечном счёте, для выбора оптимального варианта существенны не значения этих показателей сами по себе, а их влияние на эксплуатационные характеристики деталей. Поэтому, если для рассматриваемых вариантов имеется возможность получить численные значения этих характеристик, то в систему критериев оптимальности следует ввести именно эти характеристики.

Значения критериев оптимальности определяется различными способами, в том числе:

- расчётами на основе аналитических выражений, если разработана теоретическая модель рассматриваемого процесса обработки;
- по данным литературных источников;
- по данным натуральных экспериментов, например, усталостных испытаний, испытаний по износостойкости материалов и т. п.;
- по результатам машинной имитации экспериментов по оценке качественных характеристик обрабатываемой поверхности.

Наиболее обоснованным является первый из способов, однако его применение оказывается возможным далеко не всегда в силу сложности процессов и зависимостей показателей долговечности от многих технологических факторов. Поэтому для оценки показателей долговечности приходится использовать стендовые эксплуатационные испытания или же их машинную имитацию.

Для получения оценок значений технико-экономических показателей также оказывается необходимым использовать экспериментальные данные. Например, производительность обработки определяется нормой времени на операцию и может быть аналитически выражена через это время, однако сама оптимальная величина нормы времени на операцию при некоторых видах отделочно-упрочняющей обработки, например для дробеструйной обработки, определяется косвенно по изменению деформации плоских металлических образцов в процессе последовательной обдувки их в течение некоторого времени (τ = 1…6 мин.) при давлении жидкости в 0,4…0,8 МПа. При пневмодробеструйном упрочнении оптимальное время обработки определяется заданной величиной степени наклёпа и также устанавливается экспериментально [3].

В нашем случае для оценки качества каждого из возможных решений сформулированы девять показателей (критериев оптимальности):

1 – шероховатость поверхности – Ra, мкм;
2 – степень упрочнения – ε, %;
3 – глубина наклёпа – h, мм;
4 – глубина залегания остаточных напряжений – α, мм;
5 – величина остаточных напряжений – σ, МПа;
6 – производительность процесса – Q, дет./час;
7 – себестоимость процесса – C, руб.

Кроме того, учитывая современные требования к уровню принимаемых

технических, в т. ч. технологических решений учтены дополнительно ещё два показателя:

8 – безопасность труда (экологичность) – Э;

9 – гибкость процесса – F.

При этом показатели 1…5 определялись по данным непосредственных экспериментов, показатели 6 и 7 – расчётным путём, а показатели 8 и 9 – путём экспертных оценок.

Следует отметить, что даже при использовании экспериментальных и расчётных данных целесообразнее оперировать не их абсолютными, а их относительными величинами.

Допустим, что сравниваются два процесса, и значение этих показателей для первого процесса – Ra_1, ε_1, h_1, α_1, σ_1, Q_1, C_1, $Э_1$, F_1, а для второго процесса – Ra_2, ε_2, h_2, α_2, σ_2, Q_2, C_2, $Э_2$, F_2 соответственно.

Для оценки предпочтительности процесса по тому или иному критерию следующим образом вводятся относительные величины показателей. Для тех показателей, увеличение которых выгодно (в частности ε, h, α, σ и Q) относительные оценки вводятся по такой форме:

- для степени упрочнения – ε_1 и ε_2:

$$y_1^2 = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}, \quad (1)$$

$$y_2^2 = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}, \quad (2)$$

- для глубины наклёпа – h_1 и h_2:

$$y_1^3 = \frac{h_1}{h_1 + h_2}, \quad (3)$$

$$y_2^3 = \frac{h_2}{h_1 + h_2}, \quad (4)$$

и т. д.

При этом верхний индекс означает порядковый номер показателя (второй, третий и т. д.), а нижний индекс относится к номеру сопоставляемого варианта – первый или второй, в данном случае их всего два.

Для тех показателей, увеличение которых невыгодно (Ra, C) относительные оценки вводятся по такой форме:

- для шероховатости – Ra:

$$y_1^1 = \frac{1/Ra_1}{\frac{1}{Ra_1} + \frac{1}{Ra_2}}, \quad (5)$$

$$y_2^1 = \frac{1/Ra_2}{\frac{1}{Ra_1} + \frac{1}{Ra_2}}. \quad (6)$$

Если число сопоставляемых вариантов не два, а три, то в знаменателях этих величин фигурируют суммы не двух, а трёх слагаемых, например, для степени упрочнения относительные величины записываются в виде:

$$y_1^2 = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}, \quad (7)$$

$$y_2^2 = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}, \quad (8)$$

$$y_3^2 = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}. \quad (9)$$

В результате для каждой точки ветвления диаграммы идей имеется (в общей случае) девять значений показателей y_i^λ (λ = 1, 2 …, 9 – номер показателя).

С учётом этих весов рассчитываются средневзвешенные значения относительных величин показателей. Например, для первого из сопоставляемых вариантов:

$$x_{\tilde{n}\partial 1} = \frac{1}{9}\left(q_1 y_1^1 + q_2 y_1^2 + q_3 y_1^3 + ... + q_9 y_1^9\right). \quad (10)$$

Для второго из показателей:

$$x_{\tilde{n}\partial 2} = \frac{1}{9}\left(q_1 y_2^1 + q_2 y_2^2 + q_3 y_2^3 + ... + q_9 y_2^9\right). \quad (11)$$

На основе этих величин вероятности P_1 и P_2 (при сопоставлении двух вариантов) определяются следующим образом:

$$Đ_1 = \frac{\tilde{o}_{\tilde{n}\partial 1}}{\tilde{o}_{\tilde{n}\partial 1} + \tilde{o}_{\tilde{n}\partial 2}}, \quad (12)$$

$$Đ_1 = \frac{\tilde{o}_{\tilde{n}\partial 1}}{\tilde{o}_{\tilde{n}\partial 1} + \tilde{o}_{\tilde{n}\partial 2}}. \quad (13)$$

По такой расчетной схеме подсчитываются вероятности на всех четырёх уровнях иерархии: P_1, P_2, $P_{1,1}$, $P_{1,2}$, $P_{2,2}$ и т. д.

Использование аналитических выражений для расчёта критериев оптимальности в общем виде не всегда представляется возможным, хотя для некоторых видов отделочно-упрочняющей обработки, например, для алмазного выглаживания, обкатки, раскатки и др. значения технико-экономических критериев оптимальности (производительности и себестоимости) могут быть рассчитаны по известным формулам. При этом следует отметить, что чем ниже уровень иерархии, тем более детальным должно быть используемое выражение для соответствующего технико-экономического показателя.

В том случае, когда объём имеющейся априорной информации недостаточен для получения необходимых оценок значений критериев оптимальности при помощи одного или нескольких из четырёх вышеуказанных способов, следует пользоваться экспертными оценками. В этом случае по каждому из ω выбранных критериев оптимальности (показателей сравнения) эксперты проставляют удельные оценки $\tilde{O}_{ij}^x$.

Величины $\tilde{O}_{ij}^x$ должны удовлетворять неравенствам $0 \le \tilde{O}_{ij}^x \le 1$, т. е. каждая из оценок должна принадлежать единичному отрезку, а их сумма по всем сравниваемым вариантам должна быть равна единице, т. е.:

$$\sum_{i=1}^{N} X_{ij}^x = 1,0. \quad (14)$$

где j = 1, 2, … φ – номер эксперта;
i = 1, 2, … N – номер варианта;
x = 1, 2, … ω – номер критерия.

Таким образом, вместо натуральных числовых значений критериев экспертным путём прогнозируются их соотношения для сравниваемых вариантов. Лучшему с точки зрения эксперта варианту приписывается большее значение оценки, а худшему – меньшее, причём сумма их равна 1. Тем самым как бы прогнозируется вероятность оптимальности данного варианта по данному критерию. Далее эти оценки суммируются с весами, отражающими компетентность каждого из экспертов (по всем экспертам, принимающим участие в оценке вариантов), затем осуществляется

суммирование по критериям с весами, пропорциональными значимости критериев. Таким образом, находятся средние оценки по каждому *i*-ому из сравниваемых вариантов, которые затем суммируются с тем, чтобы их сумма по сравниваемым вариантам была равна единице. Полученные нормированные расчётные оценки представляют собой вероятности оптимальности *i*-го варианта из общего возможного набора в N вариантов.

В обоих случаях задания оценок критериев – с помощью экспертных оценок и в натуральных величинах – необходимо задавать их веса, отражающие удельную значимость каждого из критериев в общей оценке эффективности сопоставляемых вариантов.

Выбор весов должен осуществляться экспертным путем. Для критериев, которые на данном уровне иерархии имеют превалирующее значение, должны соответствовать максимальные значения весов, далее должны следовать менее значимые критерии с меньшими величинами весов и т.д. в порядке убывания значимости критериев.

Следует отметить, что на верхнем уровне иерархии максимальные значения весов должны иметь критерии, определяющие работоспособность – долговечность обрабатываемой детали, а технико-экономические критерии – производительность, себестоимость и др. должны иметь меньшие веса. Это обусловлено следующим. Основная цель применения процессов отделочно-упрочняющей обработки – обеспечение достаточно высокого уровня эксплуатационной надежности работы деталей. Если эта цель не достигается с помощью процессов, определяемых на первом уровне иерархии, то сравнивать их на более низких уровнях иерархии с процессами других групп, при которых заданный уровень работоспособности деталей может быть достигнут, не имеет практического смысла. При анализе возможных вариантов процессов на более низких уровнях иерархии веса критериев, отражающих требования к работоспособности обрабатываемых деталей, должны снижаться и достигать минимальных значений на самом низком (четвертом) уровне иерархии – уровне конструктивной реализации исполнительных устройств.

В то же время, веса технико-экономических критериев при переходе с верхних на нижние уровни иерархии должны повышаться и достигать максимальных значений на низком уровне иерархии. Это связано с тем, что при составлении различных вариантов на нижних уровнях иерархии превалирующее значение имеют различия в технико-экономических показателях (например, в стоимости оборудования оснастки и инструмента), а различия в показателях работоспособности обрабатываемых деталей в значительной степени обусловлены физической сущностью выбранного процесса, т. е. оптимальность вариантов по этим показателям должна быть обусловлена их предыдущим выбором на более высокой ступени иерархии. Сопоставление же на нижних ступенях иерархии (например, на самом низком – четвертом уровне конструктивной реализации) должно осуществляться при относительно небольшом различии между вариантами в показателях работоспособности деталей, основное различие здесь между выбираемыми процессами играют технико-экономические показатели.

Список литературы

1. Суслов А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 320с.

2. Ермаков Ю. М., Ершов А. А. Перспективы применения алмазного выглаживания. М.: НИИМАШ, 1984. 64 с.

3. Петросов В. В. Гидродробеструйное упрочнение деталей и инструмента. М.: Машиностроение,1977. 168с.

УДК 621.01

ПРИМЕНЕНИЕ КОМБИНИРОВАННОГО МЕТОДА РЕШЕНИЯ ОБРАТНОЙ ЗАДАЧИ КИНЕМАТИКИ В СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННЫМИ РОБОТАМИ

APPLICATION OF THE COMBINED METHOD FOR INVERSE KINEMATICS PROBLEM IN THE CONTROL SYSTEMS OF INDUSTRIAL ROBOTS

Зеленский А.А., к.т.н.
(ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия)

Рассмотрена возможность применения комбинированного метода решения обратной задачи кинематики в системах управления механизмами с вращательными степенями подвижности. На примере двухподвижного механизма с поворотным столом показаны основные преимущества предложенного метода в сравнении с классическими.

Ключевые слова: *промышленная робототехника, интерполяция, цифровые системы управления, аппаратные интерполяторы, алгоритмы позиционного управления, непрерывная траектория перемещения, криволинейные координаты.*

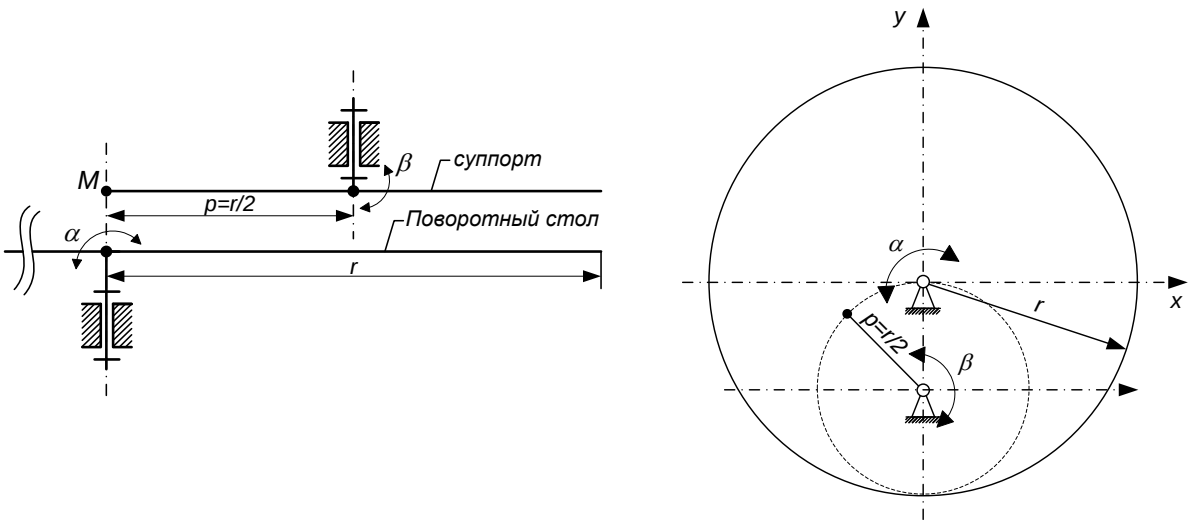
Keywords: *industrial robotics, interpolation, digital control systems, hardware interpolators, algorithms of positional control, continuous trajectory, curvilinear coordinates.*

Одним из основных элементов системы управления динамическими объектами, в частности механизмами, предназначенными для формирования заданной траектории перемещения рабочего инструмента относительно заготовки, являются интерполяторы [1], включающие в себя следующие функции: расчет траектории перемещения исполнительного механизма, формирование управляющих воздействий по каждой из обобщённых координат, стабилизацию линейной скорости исполнительного механизма и т.д. На данный момент для формирования траектории перемещения исполнительного механизма существует множество математических подходов [2], в основе которых лежит непрерывность трансцендентных функций, позволяющих без особых вычислительных затрат реализовать интерполятор, но их недостатком является невозможность решить интерполяционную задачу с минимальной линейной ошибкой по положению. Кроме того, существует подход к управлению с использованием методов и алгоритмов теории графов [3], в том числе: алгоритм Дейстры, Беллмана-Форда, Ленда-Дойга и др., которые позволяют найти траекторию с наименьшей линейной ошибкой, но требуют больших вычислительных затрат, а самое главное, слабо связанны со свойствами объекта управления.

В работе рассмотрен способ формирования траектории перемещения рабочего инструмента для систем управления механизмами (механизмы, предназначенные для обработки материалов по сложному контуру) с криволинейными координатами. Основой данного способа является рациональное использование неравномерно распределенной плотности интерполяционных узлов в локальной точки интерполируемой функции, обусловленной свойствами объекта управления. Причем реализация данного способа целесообразна, только для механизмов с двумя или более криволинейными координатами.

Рассмотрим предложенный способ применительно к двухподвижному механизму с поворотным столом (ДМ) [4, 5], т.к. данный механизм обладает вышеперечисленными свойствами, а именно имеет две криволинейные координаты α (координата поворотного стола) и β (координата суппорта, с расположенными на нем инструментальными

головками, например: лазер, плазма и т.д.). Кинематическая схема двухподвижного механизма с поворотным столом изображена на рис. 1.



а) б)

Рис. 1. Кинематическая схема двухподвижного механизма с поворотным столом:
а) вид сбоку; б) вид сверху

На рис. 1 приняты следующие обозначения: r - радиус поворотного стола; α - обобщенная координата поворотного стола; p - радиус суппорта (длина инструментальной штанги); β - обобщенная координата суппорта, М - координата инструмента закрепленного на суппорте.

Данная кинематическая схема позволяет отработать любой сложный контур, определенный границами поворотного стола с учетом ограничений по сингулярности [6]. Также кинематическая схема ДМ является максимально рациональной с точки зрения избыточных механических связей, а её абсолютное положение рабочего инструмента в декартовой системе координат, связанной с осью вращения поворотного стола, можно определить, исходя из следующего уравнения (1):

$$\begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) \\ \sin(\alpha) & \cos(\alpha) \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} p\cos(\beta+\beta_0) \\ -1+p\sin(\beta+\beta_0) \end{pmatrix} \quad \text{при} \quad \begin{matrix} \beta \in \frac{\pi}{2} : \frac{3}{2}\pi \\ \varphi \in 0 : 2\pi \end{matrix} \qquad (1)$$

где x, y – прямоугольные координаты точки M на плоскости (интерполяционный узел); β_0 – начальное угловое положение суппорта.

Одной из основных составляющих предложенного способа, является определение относительного нуля сложного контура, для чего изначально необходимо перейти от непрерывных трансцендентных уравнений, описывающих закон изменения обобщенных координат при перемещении инструмента вдоль сложного контура, к дискретному определению положения, связанного с физическим шагом по каждой из обобщенных координат.

Применительно к ДМ этот переход осуществляется заданием дискретного шага $\Delta\beta$ и $\Delta\alpha$ по каждой из обобщенных координат. В общем случае значение абсолютного углового положения β и α с учетом дискретного шага, можно определить:

$$\beta = \frac{N \cdot \pi}{N_{MAX}} + 2 \cdot \pi \text{, при } N = 1,2...N_{MAX} \text{ и } \beta \in \frac{\pi}{2} : \frac{3}{2}\pi \qquad (2)$$

$$\alpha = \frac{M \cdot 2 \cdot \pi}{M_{MAX}} \text{, при } M = 1,2...M_{MAX} \text{ и } \varphi \in 0 : 2\pi \qquad (3)$$

где $M_{MAX} = \frac{2 \cdot \pi}{\Delta\alpha}$, $N_{MAX} = \frac{2 \cdot \pi}{\Delta\beta}$; $\Delta\alpha, \Delta\beta$ - дискретные значения углового шага обобщенных координат, определенные физической точностью исполнительных приводов.

В аналитическом виде уравнение относительного нуля по координате суппорта ДМ, без привязки к реальному шагу, можно определить как:

$$\beta_0 = 2 \cdot a\sin\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{\sqrt{x_1^2 + y_1^2}}{p}\right). \quad (4)$$

В целочисленном виде, с учетом дискретного шага по координате суппорта (уравнение 2) и аналитической формой (уравнение 4), количество шагов необходимых для выхода в относительный ноль по координате суппорта, определяется:

$$N_0 = round\left(\frac{\beta_0 \cdot N_{MAX}}{\pi}\right) \text{ где } N_0 = 1,2...N_{MAX}. \quad (5)$$

Уравнение относительного нуля для координаты рабочего стола, можно определить следующим образом:

$$\alpha_0 = \frac{\beta_0}{2} + \pi - a\tan\left(\frac{y_1}{x_1}\right). \quad (6)$$

С учетом дискретного шага (уравнения 3, 6) определим количество шагов необходимых для выхода в относительный ноль по координате поворотного стола:

$$M_0 = round\left(\frac{\alpha_0 \cdot M_{MAX}}{2 \cdot \pi}\right) \text{ где } M_0 \in 1,2...M_{MAX}. \quad (7)$$

С помощью уравнений (5) и (7), задаются управляющие воздействия по каждой из обобщенных координат ДМ, это позволяет переместить рабочий инструмент в относительный ноль рабочего контура с учетом дискретного шага.

Конструктивной особенностью ДМ является поворотный стол, вращающийся вокруг абсолютной системы координат. Эта особенность требует дополнительных вычислительных затрат связанных с преобразованием заданного контура в рабочий. В случае с ДМ это преобразование осуществляется с помощью матрицы поворота и уравнения (6), определяющего относительный ноль для рабочего контура без учета дискретного шага. На примере отрезка прямой, заданного двумя точками $M_1\{x_1, y_1\}$ и $M_2\{x_2, y_2\}$, это преобразование выглядит следующим образом:

$$\begin{pmatrix} x_1^/ \\ y_1^/ \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\alpha_0) & -\sin(\alpha_0) \\ \sin(\alpha_0) & \cos(\alpha_0) \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x_1 \\ y_1 \end{pmatrix} \quad (8)$$

$$\begin{pmatrix} x_2^/ \\ y_2^/ \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\alpha_0) & -\sin(\alpha_0) \\ \sin(\alpha_0) & \cos(\alpha_0) \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x_2 \\ y_2 \end{pmatrix} \quad (9)$$

где $M_1^/\{x_1^/, y_1^/\}$ и $M_2^/\{x_2^/, y_2^/\}$ - прямоугольные координаты рабочего контура (отрезка прямой).

На основании полученных уравнений (8), (9) можно определить уравнение рабочего контура, в данном случае отрезка прямой, в виде:

$$\begin{aligned} y^/(\mathrm{x}^/) &= \frac{y_2^/ - y_1^/}{x_2^/ - x_1^/}(x^/ - x_2^/) + y_1^/, \quad при \quad |\Delta\mathrm{y}| \le |\Delta\mathrm{x}|, \quad \mathrm{x}_1^/ \le x \le x_2^/ \\ x^/(\mathrm{y}^/) &= \frac{x_2^/ - x_1^/}{y_2^/ - y_1^/}(y^/ - y_2^/) + x_{1,}^/ \quad при \quad |\Delta\mathrm{y}| > |\Delta\mathrm{x}|, \quad \mathrm{y}_1^/ \le y \le y_2^/ \end{aligned} \quad . \quad (10)$$

Минимальное приращение по $x^/$ или $y^/$ можно определить исходя из минимально возможной статической ошибки. На примере ДМ, очевидно, что минимальная линейная

ошибка, это половина линейного расстояние между двумя ближайшими к центру рабочего стола точками, определяемая как:

$$\Delta x^{/}, \Delta y^{/} = \frac{4 \cdot \pi \cdot p}{N_{MAX} \cdot M_{MAX}}. \qquad (11)$$

Для определения абсолютного положения инструмента с учетом дискретного шага, подставим (2), (3), (5), (7) в (1), получим:

$$T_{i,j} = \begin{vmatrix} x_{B\,i,j} \\ y_{B\,i,j} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \cos\left(\frac{(Z - M_C + M + j)\cdot 2\cdot\pi}{M_{MAX}}\right) & -\sin\left(\frac{(Z - M_C + M + j)\cdot 2\cdot\pi}{M_{MAX}}\right) \\ \sin(\frac{(Z - M_C + M + j)\cdot 2\cdot\pi}{M_{MAX}}) & \cos\left(\frac{(Z - M_C + M + j)\cdot 2\cdot\pi}{M_{MAX}}\right) \end{vmatrix} \times$$
$$\times \begin{vmatrix} R_\beta \cos\left(\frac{(N - N_C + i)\cdot\pi}{N_{MAX}} + 2\cdot\pi + N_0\right) \\ -1 + R_\beta \sin\left(\frac{(N - N_C + i)\cdot\pi}{N_{MAX}} + 2\cdot\pi + N_0\right) \end{vmatrix} \qquad (12)$$

где: $i \in \{1,2...N_{MAX}\}$, $j \in \{1,2...M_{MAX}\}$, $Z = M_{MAX}/2$, $N_C = (N_{MAX} - 1)/2$, $M_C = (M_{MAX} - 1)/2$.

Уравнение (12) лежит в основе предложенного способа формирования траектории перемещения рабочего инструмента, относительно подвижного стола, вдоль заданного контура и позволяет анализировать локальное множество различного порядка (например, множество 3-го порядка можно определить как: $T = \{T_{i,j}\}$, $i \in \{1,2,3\}$, $j \in \{1,2,3\}$) в области интерполируемой функции, что дает возможность использовать свойства механизма для повышения точности отработки этого контура.

Проинтерполируем произвольно расположенные отрезки прямой, изображенные на рисунке 2 штрихпунктирной линией, с помощью локального множества 3-го порядка основанного на уравнении (12).

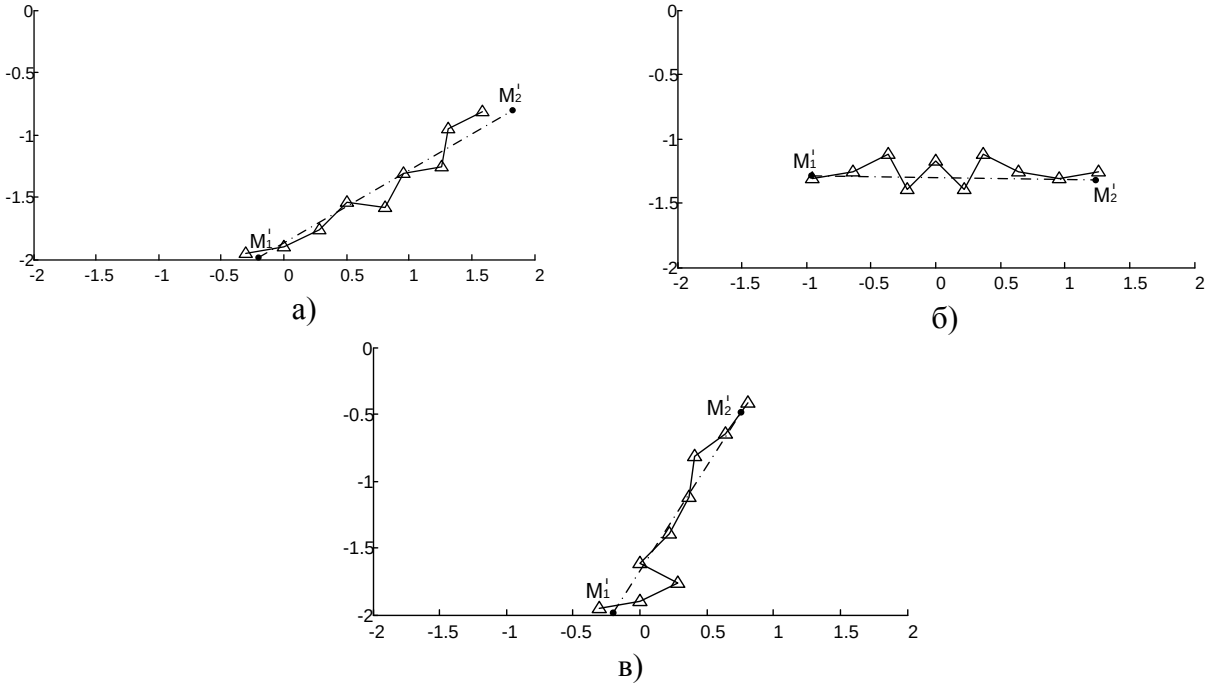


Рис. 2. Заданный и проинтерполированный отрезок прямой при $\Delta\varphi = \Delta\beta = 18^0$, $p = 1$ и координатами отрезка прямой: а) $x_1 = 1.99$, $y_1 = 0$, $x_2 = 0.618$, $y_2 = 1.902$; б) $x_1 = 1.6$, $y_1 = 0.1$, $x_2 = 0.2$, $y_2 = 1.8$; в) $x_1 = 1.99$, $y_1 = 0$, $x_2 = 0.41$, $y_2 = 0.8$

Из рис. 2.в видно, что при стремлении отрезка прямой к окраине поворотного стола ДМ, линейная ошибка возрастает, и возникают избыточные интерполяционные узлы. Однако в случае стремления отрезка прямой к центру поворотного стола эти избыточные узлы отсутствуют (рис. 2.а, б). Применяя локальное множество 5-го порядка для отрезка прямой (рис. 2.в), получим проинтерполированный отрезок прямой, представленный на рис. 3 сплошной линией без учета избыточного интерполяционного узла.

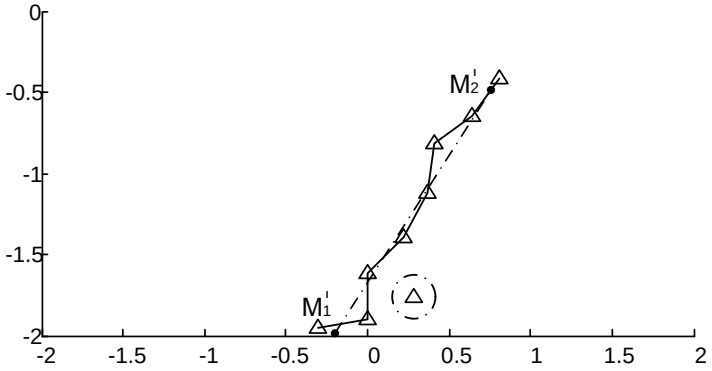


Рис.3. Заданный и проинтерполированный отрезок прямой локальной матрицей 5х5 при

$$\Delta\varphi = \Delta\beta = 18^0,\ R_\beta = 1,\ x_1 = 1.99,\ y_1 = 0,\ x_2 = 0.41,\ y_2 = 0.8$$

На рис. 3 можно заметить, что в отличие от локального множества 3-го порядка, множество 5-го порядка позволяет определять траекторию перемещения рабочего инструмента, на окраине поворотного стола, с меньшей линейно ошибкой. Также на этом рисунке представлен «паразитный» интерполяционный узел (выделенный штрихпунктирной линией), присутствующий при отработке отрезка прямой локальным множеством 3-го порядка (рис. 2.в).

В отличие от классических способов решения обратной задачи кинематики в формировании траектории перемещения рабочего инструмента, предложенный способ является растровым «физически прерывным», т.е. работа исполнительного органа осуществляется в строго заданных интерполяционных узлах, а множество повышенного порядка для ДМ актуально использовать при интерполяции прямой, проходящей в зонах близких к $\beta = 3\pi/2$, так как в зонах близких к центру поворотного стола его точность равна классическому способу формирования траектории, а вычислительные затраты значительно возрастают.

Рассмотренный в работе метод решения обратной задачи кинематики в задачах формирования траектории перемещения рабочего инструмента вдоль заданного контура для механизмов контурной обработки материалов с криволинейными координатами (на примере двухподвижного механизма с поворотным столом), уменьшает статическую ошибку позиционирования рабочего инструмента относительно заданного контура, а благодаря современной вычислительной базе, основанной на параллельных вычислительных структурах, появляется возможность реализации его в режиме реального времени. Также, алгоритмы, реализованные на базе предложенного способа, легко интегрируются в уже существующие системы управления промышленными роботами и мехатронными модулями контурной обработки материалов на плоскости и в пространстве.

Список литературы

1. Кошкин В.Л. Аппаратные системы числового программного управления: практ. пособие. М.: Машиностроение, 1989. 245 с.
2. Suh S., Kang S., Chung D., Stroud I. Theory and design of CNC systems: Springer Series in Advanced Manufacturing. 2008. 466 p.
3. Ore O. Theory of graphs. // American Mathematical Society Colloquium Publication. 1962. V.38. 270 p.

4. Зеленский А.А., Валюкевич Ю.А., Кузнецов С.А. Устройство для раскроя плоских материалов с поворотным столом // Известия вузов. Северо-кавказкий регион. Машиностроение. 2008. № 4. С.102-103.
5. Патент №2367544 РФ. МПК B23B39/20. Станок / Зеленский А.А., Валюкевич Ю.А., Кузнецов С.А.; заявитель и патентообладатель ГОУ ВПО «ЮРГУЭС». - № 2008107661/02, заявл. 27.02.2008; опубл. 20.09.2009, Бюл. № 9. – 3 с.: ил.
6. Zelensky A., Suominen O., Ritala R. Singularity zones of the nonorthogonal CNC machine // IEEE Catalog Number: 04EX773. ISBN 0-7803-8226-9. P. 53-54.

УДК: 621.9.048.4

УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ И ИНСТРУМЕНТОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭЛЕКТРОИСКРОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

HARDENING OF PARTS AND TOOLS USING ELECTRIC SPARK TECNOLOGY

Иванов В.И., к.т.н., Бурумкулов Ф.Х., д.т.н., проф., Денисов В.А., к.т.н., Костюков А.Ю., к.т.н., Задорожний Р.Н.
(ГНУ ГОСНИТИ Россельхозакадемии, г. Москва, Россия)

Электроискровой способ обработки металлических поверхностей используется для увеличения ресурса деталей и инструментов широкой номенклатуры. В статье отмечены исследователи этого метода, присущие ему проблемы и их решение, приведены технологические особенности упрочняющей обработки различных объектов.

Ключевые слова: *поверхность, покрытие, технология, электроискровая обработка, деталь, инструмент, оборудование, эффективность.*

Spark method of treating metal surfaces used to increase the share of parts and tools for a wide range. In this paper the researchers noted this method, the inherent problems and their solutions are given technological features of the hardening treatment of various objects.

Key words: *surface coating technology, spark erosion, parts, tools, equipment and efficiency.*

Современное машиностроение неразрывно связано с применением упрочняющих технологий. Их использование обеспечивает придание поверхностному слою изделия из металлических материалов – деталей и инструментов для их изготовления - требуемые эксплуатационные свойства – износо-, жаро-, коррозионную, эрозионную стойкость и др., - определяющие ресурс этого изделия. Для реализации упрочняющих технологий используют разные методы обработки поверхности: механические, электрофизические, электрохимические, химико-термические и др., их сочетания.

Более 60 лет известен и эффективно используется на производстве электроискровой метод обработки поверхности изделий из токопроводящих материалов, который был разработан Б.Р. Лазаренко [1] и основан на использовании коротких электрических разрядов для формирования в воздушной среде на токопроводящих материалах поверхностных слоев с требуемыми свойствами. Последующими работами Б.Р. и Н.И. Лазаренко, Б.Н. Золотых, К.К. Намитокова, В.А. Красюка, Б.И. Ставицкого, Н.К. Фотеева, Л.С. Палатника, Г.П. Иванова, А.Д. Верхотурова, Г.В. Самсонова, И.А. Подчерняевой, С.П. Фурсова, А.Е. Гитлевича, И.И. Сафронова, В.В. Михайлова, А.М. Парамонова, М.К. Мицкевича, Л.А. Чатыняна и многих других отечественных и зарубежных исследователей метод электроискровой обработки металлических поверхностей (ЭИОМП) получил значительное развитие и нашел широкое применение в различных отраслях промышленности.

В советский период специалистам хорошо были известны ручные и механизированные установки типа «ЭФИ» и «Элитрон», применявшиеся для нанесения упрочняющих покрытий на ответственные детали, инструменты для механической (резание, давление) обработки материалов, детали технологической оснастки, а также для восстановления размеров изношенных деталей.

В настоящее время ЭИОМП наиболее заметно развивается рядом научных центров России: Всероссийским научно-исследовательским технологическим институтом ремонта и эксплуатации машинно-тракторного парка (ГНУ ГОСНИТИ) Россельхозакадемии, г. Москва (новые технологии ремонта агрегатов различной техники с электроискровым (ЭИ) восстановлением изношенных деталей, технологии упрочнения различных деталей и инструментов, новое ЭИ оборудование – под руководством д.т.н. проф. Бурумкулова Ф.Х.); Московским институтом стали и сплавов (НИТУ МИСиС), г. Москва (новые электродные материалы для ЭИОМП, ЭИ технологии для ответственных деталей авиационной и космической техники – под руководством д.т.н. проф. Левашова Е.А.), Всероссийским теплотехническим институтом,

г. Москва (новое ЭИ оборудование, ЭИ технологии для энергетического оборудования – под руководством к.т.н. Белякова А.В.), Хабаровским научным центром ДВО РАН (новые электродные материалы для ЭИОМП, ЭИ технологии - под руководством д.т.н. проф. Верхотурова А.Д.), Институтом физики прочности и материаловедения СО РАН, г. Томск (новое ЭИ оборудование, ЭИ технологии). Развитию метода ЭИОМП способствуют также работы Института проблем материаловедения НАНУ (г. Киев), Института прикладной физики АН Молдовы (г. Кишинев), Белорусского национального технического университета (г. Минск), ряда институтов и крупных фирм стран дальнего зарубежья: США, Японии, Германии, Китая, Индии и др.

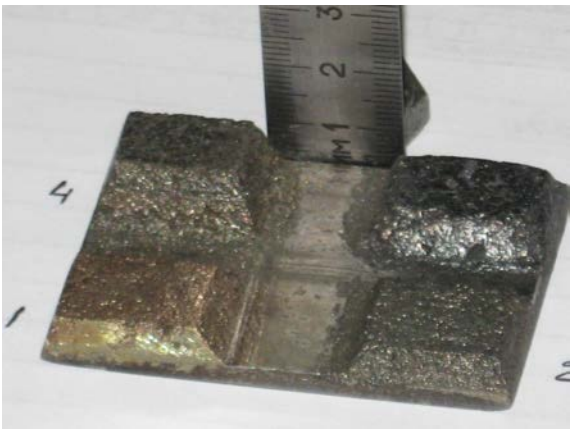
Положительный эффект ЭИОМП основан на возможности нанесения на металлическую подложку практически всех токопроводящих материалов и создания за счет этого поверхностных слоев с требуемыми эксплуатационными свойствами. Это позволяет решать многие задачи машиностроительного и ремонтного производства, в результате ее применения увеличивается в несколько раз ресурс деталей и инструментов, возвращаются для повторного использования изношенные детали после их восстановления.

Сдерживающими факторами эффективного применения ЭИОМП являются ограниченная толщина формируемых покрытий и производительность их нанесения, кроме того, для многих специалистов непривычен характерный рельеф поверхности, отличный от регулярного рельефа после лезвийной обработки или шлифования.

Выполненные в ГНУ ГОСНИТИ исследования позволили значительно расширить технологические возможности ЭИОМП. Применение нового способа обработки обеспечивает преодоление **размерного барьера** формируемых покрытий, при этом они обладают высокой контактной сплошностью. В качестве примера для сравнения приведены фотографии ЭИ покрытия, нанесенного обычным способом (рис. 1) и толстослойных покрытий (рис. 2), полученных чередованием ЭИ операций нанесения покрытия и его оплавления.



Рис. 1. **Вид поверхности после ЭИО – толщина нанесенного слоя 0,4 мм**



1 – бронза БрКМц 3-1 – *толщина 4,5 мм*; 2 – нихром (Х20Н80) – *толщина 4,7 мм*; 3 – сталь 65Г – *толщина 5,7 мм*; 4 – нихром (4,7 мм) + БрКМц 3-1 (+2,4 мм) + нихром (+3,1 мм) + Т15К6 (+ 0,1 мм) – *общая толщина 10,3 мм*

Образец (основа) – сталь 10 толщиной 3 мм.

Рис. 2. **Примеры толстослойных ЭИ покрытий повышенной сплошности**

Рассматривая **специфичность рельефа** ЭИ покрытий, отметим, что еще в 80-90-х годах прошлого века под руководством проф. Тимощенко В.А. были выполнены исследования, показавшие преимущества рельефа из совокупности выступов ограниченной длины (отношение длины к ширине выступа не более 2:1) перед рельефом из совокупности протяженных выступов. Первый вид рельефа создается ЭИОМП, выступы по форме обычно близки к шаровым сегментам (см. рис. 1), второй - механической обработкой резанием или шлифованием, его выступы в поперечном разрезе имеют обычно клиновую форму. Наиболее эффективен рельеф первого вида при работе поверхности объекта (инструмента, штампа) в условиях контакта с материалом, находящегося в состоянии пластического течения.

Рельеф из совокупности выступов ограниченной длины, формируемый ЭИОМП, обладает преимуществом также в другой широкой области применения – работы поверхностей деталей в условиях трения скольжения. Поверхность с таким рельефом хорошо удерживает смазку и способствует увеличению ресурса пары трения. Выполненные в ГНУ ГОСНИТИ Россельхозакадемии теоретические и экспериментальные исследования послужили основой создания ремонтных технологий применительно к ответственным гидроагрегатам разного назначения (гидрораспределители, гидронасосы, гидроусилители и т.п.), которые успешно используются на ряде предприятий России и Узбекистана. В отличие от ремонта, который традиционно осуществляется с использованием новых деталей взамен изношенных, новые ремонтные технологии предусматривают восстановление изношенных деталей нанесением ЭИ покрытий с улучшенными эксплуатационными свойствами и их подгонку к сопрягаемым деталям; применение новых технологий позволяет достичь 100 %-ного ресурса отремонтированных агрегатов по отношению к новому изделию. Введен и используется новый качественный параметр поверхности для использования в ремонтном производстве – комплексный параметр шероховатости, учитывающий максимальную высоту выступов, средний радиус кривизны их вершин и параметры степенной аппроксимации начальной части опорной кривой профиля, определяемые экспериментально с использованием профилограмм поверхности.

Обеспечение рациональной **производительности** ЭИОМП осуществляется выбором метода обработки (ручной или механизированный), применением одно- или многоинструментального ЭИ оборудования, оптимизацией технологии нанесения покрытий. Положительный опыт эффективного применения ЭИОМП в советский период в разных отраслях экономики как на предприятиях единичного или мелкосерийного производства, так и в массовом производстве свидетельствует о высокой универсальности и конкурентной способности этого метода.

На основании систематизации и анализа литературных данных и многолетнего практического опыта установлены технологические особенности ЭИО различных деталей и инструментов (табл. 1), которые позволяют ориентироваться производственникам при решении технических проблем в условиях использования персонала низкой квалификации.

Таблица 1. *Технологические особенности электроискровой упрочняющей обработки различных объектов из сталей и сплавов на основе железа*

Условный № классов объектов	Рациональные материалы электродов	Энергия импульсов, Дж	Удельное время обработки, мин/см^2	Толщина нанесенного слоя покрытия, мкм	Последующая обработка (варианты)
I – Поверхности, контактирующие с металлами					
I – малонагруженные ($p<0,2\sigma_s$)	*Наружные поверхности вращения стальных деталей*				
	Твердые сплавы + Cu (Pb, Sn), графиты, легированные и инструментальные стали (65Г, ШХ15, Р6М5 и др.), Mo, Cr	0,1-0,4	0,8-2,0	30-100	ППД (алмазное выглаживание, обкатка роликом или шариком); шлифовка; доводка притиром
	Внутренние поверхности вращения стальных и чугунных деталей				
	Графиты, Mo, Cr, Cu, твердые сплавы + Cu (Pb, Sn), FeCr	0,1-0,4	0,8-2,0	20-80	ППД (раскатка или дорнование); развертывание; хонингование
II – средненагруженные ($0,2\sigma_s<p<0,5\sigma_s$)	*Наружные поверхности вращения стальных деталей*				
	Легированные и инструментальные стали (65Г, ШХ15,	0,1-2,5	0,4-2,0	30-300	Без обработки; ППД; шлифование

	Р6М5 и др.) или твердые сплавы + Cu				
	Внутренние поверхности вращения стальных и чугунных деталей				
	Cu, твердые сплавы или чугуны + Cu	0,1-2,5	0,4-2,0	30-250	Без обработки; калибрование
III – высоконагруженные ($p>>0,5\sigma_s$)	*Металлообработка: чистовое резание, тонколистовая штамповка, холодное прессование*				
	Графиты, твердые сплавы (типа ВК, ТК, ТТК, СТИМ)	0,05-0,2	1,7-3,0	10-30	Без обработки; доводка алмазным инструментом
	Металлообработка: черновое резание, толстолистовая штамповка, прокатка				
	Графиты, твердые сплавы, в т.ч. + медь	0,3-1,5	0,5-1,5	50-150	Без обработки; обработка ЭИЛ на более мягком режиме
	Металлообработка: горячая штамповка (облой)				
	Легкозаполняемые участки гравюры, в т.ч. облойный мостик				
	Твердые сплавы	0,3-3,0	0,3-1,5	50-250	Без обработки
	Труднозаполняемые участки гравюры				
	Графиты	0,1-0,3	1,5-2,0	10-20	Без обработки
IV - теплонагруженные	*Металлообработка: литейная оснастка*				
	Жаростойкие сплавы на основе Si, Al, твердые сплавы	0,4-1,2	0,5-0,8	50-100	Без обработки
II – Поверхности, контактирующие с неметаллическими материалами					
V	*Поверхности, контактирующие с абразивной средой*				
	а) безразмерная обработка				
	Твердые сплавы	1,2-8,0	0,2-0,5	200-1000	Без обработки
	б) точноразмерная обработка (прессформы)				
	Твердые сплавы, графиты	0,4-1,2	0,5-0,8	50-200	Без обработки; обработка ЭИЛ на более мягком режиме
VI	*Поверхности, контактирующие с неметаллами растительного, животного и искусственного происхождения*				
	а) трение скольжения				
	Графиты; твердые сплавы + медь	0,05-0,4	0,8-3,0	10-50	ППД; абразивная доводка
	б) обработка резанием				
	Твердые сплавы, графиты	0,1-0,4	0,8-2,0	30-100	Без обработки
	в) обработка давлением: прессформы для пластмасс, резины				
	Твердые сплавы, графиты	0,1-0,4	0,8-2,0	30-100	Доводка алмазным инструментом
III – Поверхности, контактирующие с газами и жидкостями					
VII	*Поверхности деталей, находящиеся под воздействием агрессивных жидкостей*				
	Al, Ni, Cr, Mo, FeCr, FeB, сплав Т15К6	0,4-6,0	0,1-0,8	50-500	Без обработки

VIII	*Поверхности деталей, находящиеся под воздействием агрессивных газов, в т.ч. при повышенных температурах и наличии твердых частиц*				
	Сплавы типа ВЖЛ, твердые сплавы, стеллит	0,4-1,2	0,5-0,8	50-200	Без обработки

Применительно к объектам из сталей и сплавов на основе железа выбраны из всего многообразия токопроводящих материалов легированные и инструментальные стали (65Г, ШХ15, Р6М5 и др.), твердые сплавы типа ТК, ТТК, ВК, СТИМ, графиты, ферросплавы, жаростойкие сплавы, чистые металлы Al, Ni, Cr, Mo, Cu и др., которые успешно используются при упрочняющей обработке поверхностей и восстановлении размеров изношенных деталей. Их выбор основан на возможности получения достаточно качественных покрытий с хорошими эксплуатационными характеристиками, доступности этих материалов. На практике рациональным подбором электродных материалов и их композиций удается не только улучшить эксплуатационные свойства поверхности, но и обеспечить более благоприятные условия ее работы в контакте с другой деталью.

Как следует из табл. 1, широкая область применения ЭИЛ обеспечивается электрическими режимами с энергией импульсов от 0,05 до 10 Дж. Указанный диапазон режимов позволяет по обычной технологии наносить покрытия толщиной до 1-1,5 мм (по наиболее выступающим частям). Видно, что решение разных задач с помощью электроискровых покрытий требует применения своего диапазона электрических режимов.

Важным элементом использования ЭИОМП является комплекс организационных вопросов, включающий определение номенклатуры объектов обработки и их объем, выбор рационального оборудования и режима его работы, организацию рабочего места, подготовку обслуживающего персонала и создание стимулирующей системы оплаты. Опыт авторов данной работы показывает, что рациональное решение комплекса технических и организационных вопросов обеспечивает применение ЭИОМП с высоким техническим и экономическим эффектом, окупаемость капитальных затрат на приобретение и освоение новой техники, как правило, не превышает одного года.

В заключение отметим, что высокая эффективность и универсальность метода ЭИОМП способствуют дальнейшему его развитию и привлекают к нему новых исследователей в России и за рубежом. Значительные резервы повышения эффективности применения ЭИОМП связаны с формированием наноструктурированных покрытий для ответственных деталей, разработкой и производством новых электродных материалов для нанесения покрытий с улучшенными эксплуатационными свойствами, созданием современного оборудования.

Список литературы

1. Лазаренко Б.Р. Авторское свидетельство № 70010 от 03.04.1943.

УДК 621.9.029

ОТРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ СОЗДАНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ МАТЕРИАЛОВ

DEVELOPMENT OF THE TECHNOLOGY TO CREATE SELF-LUBRICATING ANTIFRICTION MATERIALS

Иваночкин П.Г, д.т.н.[а,б], Кравченко Ю.В.[б], А.Р. Шайхиев, к.т.н.[б]
([а]ФГБУН Южный научный центр РАН, [б]ФГБОУ ВПО РГУПС, Ростов-на-Дону, Россия)

Для проведения исследований процесса электроискрового легирования и определения зависимостей свойств формируемых покрытий от параметров импульсов тока, генерируемых оборудованием, разработан и изготовлен лабораторный исследовательский комплекс, включающий регистратор параметров импульсов тока, несколько образцов генераторов токовых импульсов и различные конструкции рабочих электродов. Проведенный цикл исследований показал высокую эффективность предлагаемого подхода для формирования силового каркаса антифрикционных самосмазывающихся композиционных материалов.

Ключевые слова: *антифрикционные самосмазывающиеся композиционные материалы, электроискровое легирование, генератор токовых импульсов, регистратор параметров токовых импульсов.*

In order to study the process of electric-spark alloying and to determine the dependency properties of coatings formed on the parameters of current pulses generated by the equipment, designed and manufactured a laboratory research facility, which includes the registrar of parameters of current pulses, a few samples of current pulse generators, and various designs of working electrodes. Conducted a series of studies has shown high efficiency of the proposed approach for the formation of anti-friction self-lubricating power framework of composite materials.

Keywords*: antifriction self-lubricating composite materials, electro-spark alloying, the generator of current pulses, the registrar of parameters of current pulses.*

Проблемы совершенствования современных процессов поверхностного упрочнения и легирования часто обусловлены значительным влиянием приповерхностных слоёв металла деталей машин и механизмов (их структура, химический состав, градиент физико-химических свойств и т.д.), на их эксплуатационные характеристики. В настоящее время существуют многочисленные методы изменения физико-химических и эксплуатационных свойств металлических поверхностей, каждый из которых имеет свои оптимальные области применения [1,2].

К числу современных методов защиты и упрочнения поверхности деталей относится электроискровое легирование (ЭИЛ). В настоящее время появилась необходимость создания технологического комплекса ЭИЛ, способного обеспечить решение следующих задач:

- исследование процесса ЭИЛ в зависимости от характеристик применяемого оборудования;
- исследование электрических параметров генерируемых импульсов тока при создании искрового разряда;
- отработка технологических режимов;
- обкатка основных узлов электроискрового и прочего технологического оборудования для создания промышленных установок ЭИЛ в рамках решения поставленных задач по формированию инженерии поверхностей деталей.

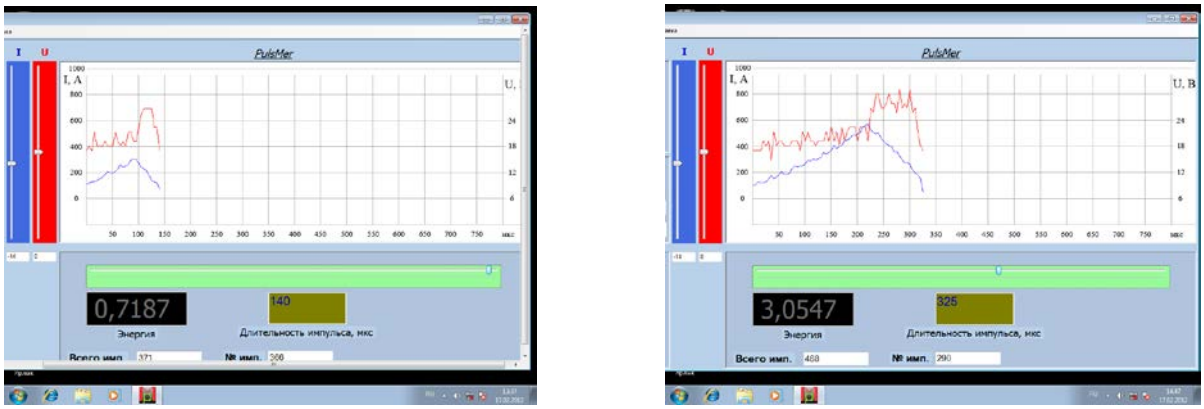
Ранее выполненные исследования [3,4] показали высокую эффективность метода ЭИЛ для создания основы (силового каркаса) антифрикционных самосмазывающихся композиционных материалов (АСКМ). Для проведения исследований процесса ЭИЛ и определения зависимостей свойств формируемых покрытий от параметров импульсов тока, генерируемых оборудованием, разработан и изготовлен лабораторный исследовательский комплекс. Он состоит из регистратора параметров импульсов тока, нескольких образцов генераторов токовых импульсов (ГТИ) и различных конструкций рабочих электродов.

Регистратор параметров токовых импульсов (РПТИ) служит для определения энергии импульса в процессе ЭИЛ и позволяет регистрировать временные параметры импульсов, величину тока и напряжения в течение времени импульса, а после обработки этих параметров даёт возможность оценить энергию захваченного импульса.

Регистратор через последовательный порт USB 2.0 подключён к ПК. Для измерения физических величин используются датчики тока и напряжения. Данные измерений отображаются монитором ПК. Основным элементом РПТИ является быстродействующий аналого-цифровой преобразователь (АЦП) с буферными периферийными модулями для опроса датчиков физических величин и связи с ПК. Программное обеспечение, предназначенное для управления и мониторинга РПТИ, разработано специально для нужд данного исследования и устанавливается на ПК. Параметры РПТИ выбраны на основании предварительных экспериментов на установке «Элитон 52 Б». Дискретность проводимых измерений составляет 5 мкС, а максимальная длительность регистрируемых импульсов составляет 750 мкС, что определило параметры выбранной для создания РПТИ элементной базы.

В настоящее время ведутся работы по расширению диапазона регистрируемых амплитуд импульсов тока до 3 кА.

Для иллюстрации возможностей созданного комплекса на рис.1 приведены эпюры токовых импульсов .



а) б)

Рис.1 Пример эпюр токовых импульсов, фиксируемых регистратором параметров токовых импульсов

Для оценки характеристик процесса электроискрового легирования и определения зависимостей свойств нанесенного покрытия от параметров генерируемых импульсов был проведен цикл исследований. На первом этапе исследования проводились с использованием генератора токовых импульсов (ГТИ), имеющего следующие параметры: максимальная амплитуда тока – 1000 А; минимальная длительность импульса – 20мкс; максимальная длительность импульса – 400 мкс; частота – 1кГц – 1.5 кГц.

Для обеспечения таких параметров, применены два силовых IGBT модуля SKM400GB125D, рассчитанных на номинальный длительный ток 400А каждый. Соединив

параллельно два модуля, удалось увеличить амплитудное значение тока всей сборки до 1000А. При этом затворами обоих модулей управляет один драйвер SKHI 10/12 (рис. 2).

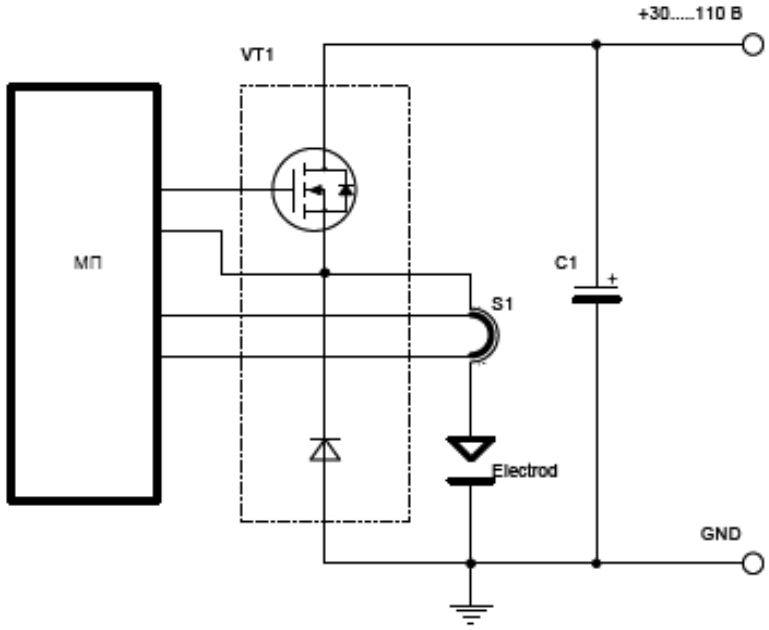


Рис.2 Функциональная схема генератора токовых импульсов
(VT1 – силовой IGBT модуль, C1 – конденсаторная батарея, S1 – датчик тока,
МП – микропроцессорная система управления)

Данный ГТИ прошел испытания и показал надежную, стабильную работу на всех режимах, что доказало его высокую эффективность.

Повысить энергию импульса не позволяет ограничение элементной базы током в 1000А. С целью увеличения энергии импульса разработан ГТИ с максимальным значением импульсного тока 2000А. Достичь таких параметров удалось за счет существенного изменения конструкции, за счет многоуровневого параллельного включения силовых транзисторов. ГТИ собран полностью на дискретных полупроводниковых приборах. В качестве силовых ключей применены MOSFET транзисторы с допустимым длительным током 93А. Использовав 4 электролитических конденсатора, 4 MOSFET транзистора и мощный драйвер затвора, сконструирован модуль-ключ с максимальным значением тока 400А (рис. 3). Включив параллельно 6 таких модулей-ключей, удалось поднять импульсное значение тока генератора как минимум до 2000А. Теоретически, можно и далее наращивать мощность ГТИ, простым увеличением количества модулей-ключей.

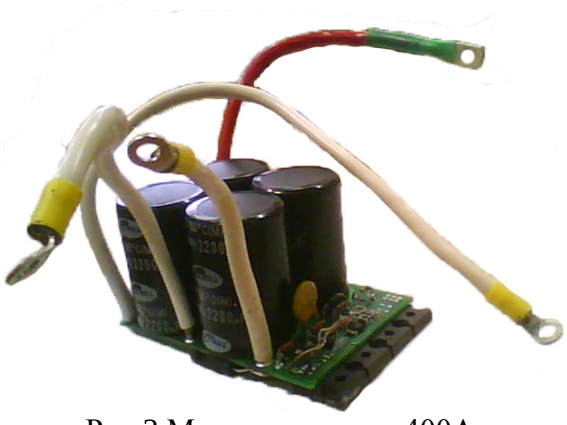


Рис.3 Модуль-ключ на 400А

Предварительные эксперименты на лабораторном комплексе показали, что энергия регистрируемых импульсов превышает 16 Дж.

Работа выполнена при поддержке РФФИ – грант 12-08-00972а.

Список литературы

1. **Поляк, М.С.** Технология упрочнения, технологические методы упрочнения, в 2т. М.: «Л. В. М. Скрипт», "Машиностроение", 1995, т.1 832с., т.2 668с.
2. **Бойко, Н.Н.** Ресурсосберегающие технологии повышения качества поверхностных слоёв деталей машин, Учебное пособие для ВУЗов ж.д. транспорта. М.: Маршрут, 2006, 198с.
3. **Иваночкин, П.Г.**, Кравченко Ю.В., Шайхиев А.Р. Сравнение структуры поверхностных слоёв металла при формировании силового каркаса методом электроискрового легирования с помощью установки «Элитон 52Б» и генератора токовых импульсов // Известия Самарского научного центра РАН. 2011. Т.13. №4(3). С.1053-1055.
4. **Колесников, В.И**. Технологии создания самосмазывающихся материалов и подшипников / В.И. Колесников, Ю.Ф. Мигаль, А.П. Сычёв, П.Г. Иваночкин, Н.А. Мясникова // Наукоёмкие технологии для инновационной индустрии южного макрорегиона: Сб. научных статей. Ростов-на-Дону: изд-во ЮНЦ РАН. 2011. – С.106-109.

621.787

ГЕТЕРОГЕННОЕ УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

HETEROGENEOUS HARDENING OF MACHINES PARTS BY SURFACE PLASTIC DEFORMATION

Киричек А.В., д.т.н., Афонин А.Н., д.т.н. (Госуниверситет-УНПК, г. Орел, Россия)

Установлено, что повысить эксплуатационные характеристики деталей машин можно путем формирования гетерогенно-упрочненного поверхностного слоя. Рассмотрены методы формирования гетерогенной структуры поверхностным пластическим деформированием. Указана важность выявления характера влияния параметров гетерогенно упрочненного слоя на эксплуатационные характеристики деталей машин.
Ключевые слова: *гетерогенное упрочнение, поверхностное пластическое деформирование*

Is established what to raise operating performances of machines parts it is possible by forming heterogeneous – hardening of a surface layer. The methods of forming of heterogeneous structure by surface plastic deformation are considered. The importance of detection of character of influence of parameters is specified is of a heterogeneous hardening layer on operating performances of machines parts.
Key words: *heterogeneous hardening, surface plastic deformation*

Требования к качеству современных машин и механизмов непрерывно растут. Известно, что эксплуатационные характеристики деталей машин в значительной степени определяются показателями качества поверхностного слоя их рабочих поверхностей. Установлено [2, 7], что значительное повышение эксплуатационных свойств деталей машин может быть достигнуто путем формирования на их рабочих поверхностях чередующихся участков высокой и низкой твердости – гетерогенной структуры. Чередование в гетерогенном слое высоко упрочненных твердых участков с менее упрочненными вязкими способствует торможению микротрещин и повышению усталостной прочности материала [2]. При абразивном изнашивании поверхности твердые включения в пластичной основе затрудняют контакт абразивных частиц с материалом основы, что позволяет многократно увеличить износостойкость по сравнению с равномерно упрочненным поверхностным слоем [7].

Известен успешный опыт формирования гетерогенных структур методами химико-термической обработки, комбинированной с другими методами физико-химического воздействия [2], а также нанесением покрытий [7]. В то же время, одним из наиболее эффективных способов повышения эксплуатационных характеристик деталей машин является упрочнение их с помощью поверхностного пластического деформирования (ППД). Широкие технологические возможности ППД позволяют с его помощью получать гетерогенно упрочненные структуры. При этом, для получения гетерогенно упрочненных структур могут быть использованы различные методы ППД.

Гетерогенно упрочненная структура может быть получена применением динамических (ударных) методов ППД, в частности статико-импульсной обработки (СИО) [6]. СИО осуществляется в условиях сочетания периодического динамического и постоянного статического воздействия деформирующего инструмента на обрабатываемую поверхность. Динамическое (ударное) воздействие позволяет создавать большие напряжения в пятне контакта инструмента и заготовки при сравнительно небольшой затраченной мощности, а статический поджим способствует более эффективной передаче ударного импульса в обрабатываемую поверхность. Для генерации ударных импульсов при СИО используется гидравлический генератор ударных импульсов [6], отличающийся высоким КПД. Нагружение инструмента с

помощью ударной системы, состоящей из бойка и волновода, позволяет формировать импульсы заданной формы, что обеспечивает оптимальные условия для протекания процесса пластической деформации. Глубина упрочнения при СИО может достигать 10 мм и более при степени упрочнения до 100% [6]. . Проведенные экспериментальные исследования показали, что в ряде случаев рационально выбранное гетерогенное упрочнение может повысить усталостную прочность в 2 и более раза [4, 6].

При упрочнении СИО, как и вообще динамическими способами ППД, упрочненный слой формируется в результате нанесения множества пластических отпечатков с заданным перекрытием. Поэтому степень, глубина и равномерность наклепа поверхностного слоя будет зависеть от размеров пластических вмятин и от степени (коэффициента) их перекрытия [4-6]

$$K = 1 - \frac{s}{\delta f 60},$$

где s – скорость подачи, мм/мин;

f – частота ударов, Гц;

δ – размер пластического отпечатка, мм.

Диапазон изменения К составляет от -∞ до 1, однако практическое значение имеет варьирование К в диапазоне $-1 \le K \le 1$. Можно выделить несколько основных вариантов перекрытия отпечатков [4]:

$K < 0$, когда расстояние между центрами отпечатков x больше размера отпечатка δ ($x > \delta$), т.е. отпечатки не перекрываются;

$K = 0$, когда $x = \delta$ – край одного отпечатка граничит с краем другого;

$0 < K < 1$, когда $x < \delta$ – отпечатки частично перекрываются;

$K = 1$, когда $x = 0$ – полное перекрытие, удары наносятся в одно и то же место.

Выявить характер распределения полей напряжений и деформаций при пластическом деформировании можно с помощью моделирования процесса методом конечных элементов (МКЭ) [3]. На рис. 1 показаны поля эквивалентных деформаций в упрочненной СИО поверхности заготовки из стали 45, полученные путем моделирования. Распределение эквивалентных деформаций позволяет судить о степени упрочнения деформированной детали. Полученные результаты с достаточной степенью точности соответствуют результатам экспериментальных исследований [6].

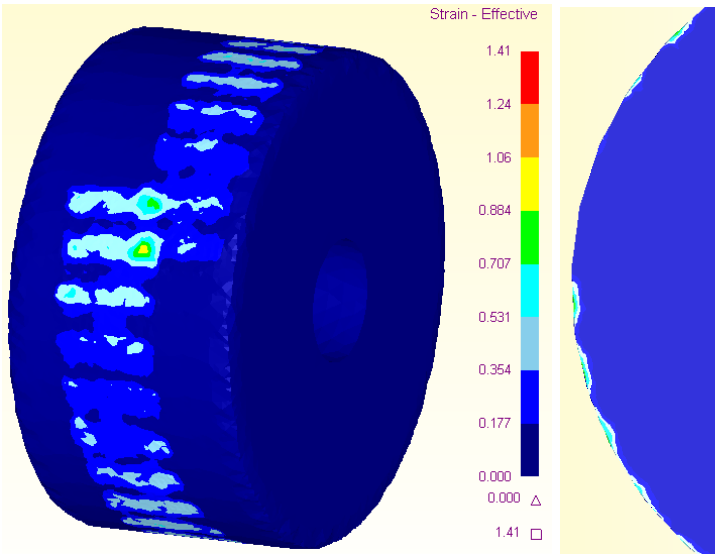


Рис. 1. Эквивалентные деформации при СИО цилиндрической поверхности (K=0).

Количественно равномерность упрочнения может быть определена по графику распределения эквивалентных деформаций под упрочненной СИО поверхностью, используя понятие опорной длины кривой упрочнения (по аналогии с опорной длиной шероховатости по-

верхности на профилограмме). Пример такого графика распределения эквивалентных деформаций на глубине 0,2 мм в упрочненной СИО цилиндрической заготовке из стали 45 представлен на рис. 2.

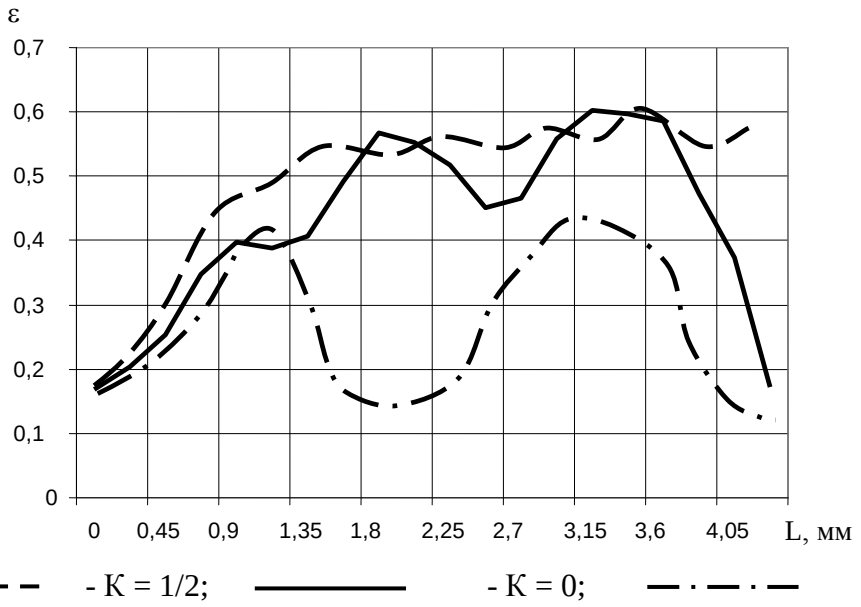


Рис. 2. Распределение эквивалентных деформаций под упрочненной СИО поверхностью.

Управлять степенью, глубиной и равномерностью упрочнения при СИО можно с помощью энергии и частоты деформирующих импульсов, скорости подачи заготовки и размеров деформирующего инструмента (для роликов – диаметра и длины).

Существенным недостатком динамических методов ППД, в том числе и СИО, является сложность их практической реализации, связанная с необходимостью применения специального дорогостоящего оборудования. Кроме того, применение динамических методов ППД затруднительно при упрочнении точных и нежестких деталей. Данных недостатков лишены методы ППД со статическим нагружением инструмента. В связи с этим, для получения гетерогенных структур при упрочнении точных и нежестких деталей можно использовать комбинированную режуще-деформирующую обработку.

При реализации режуще-деформирующей обработки ППД на упрочняемой поверхности детали формируется волнистый рельеф (рис. 3) в направлении, перпендикулярном направлению главного движения. Затем деталь подвергается пластическому деформированию с целью формирования гладкой поверхности. Деформирование должно осуществляться накатниками с жестко закрепленными роликами, выставленными на номинальный размер упрочняемой поверхности ($d_{ном}$ на рис. 3). Конструкция многороликового накатника может быть выполнена таким образом, чтобы создать замкнутую систему сил, исключающую изгиб нежесткой заготовки. При деформировании металл перемещается роликами из выступов нарезанного рельефа во впадины. Рельеф при этом располагается относительно номинального размера таким образом, чтобы объем выступов был равен объему впадин. Степень и равномерность упрочнения будут зависеть от параметров волнистого рельефа: шага P, высоты h и формы. Влияние формы и размеров инструмента менее значительно.

Шаг рельефа при ППД не должен превышать 1 мм, а высота 0,5 мм. Чем больше высота рельефа, тем выше неравномерность упрочнения, однако при деформировании чрезмерно острого рельефа возможно образование складок - закатов.

Волнистый рельеф может нарезаться резцом на металлорежущих станках, имеющих возможность автоматизации радиального перемещения инструмента: токарных станках с ЧПУ, токарно-затыловочных станках и т.д., при этом для управления параметрами рельефа желательно наличие жесткой кинематической связи между главным движением и движения-

ми подачи. Сообщение резцу радиальной и осевой подачи позволит обеспечить требуемую неравномерность упрочнения в радиальном, тангенциальном и осевом направлениях.

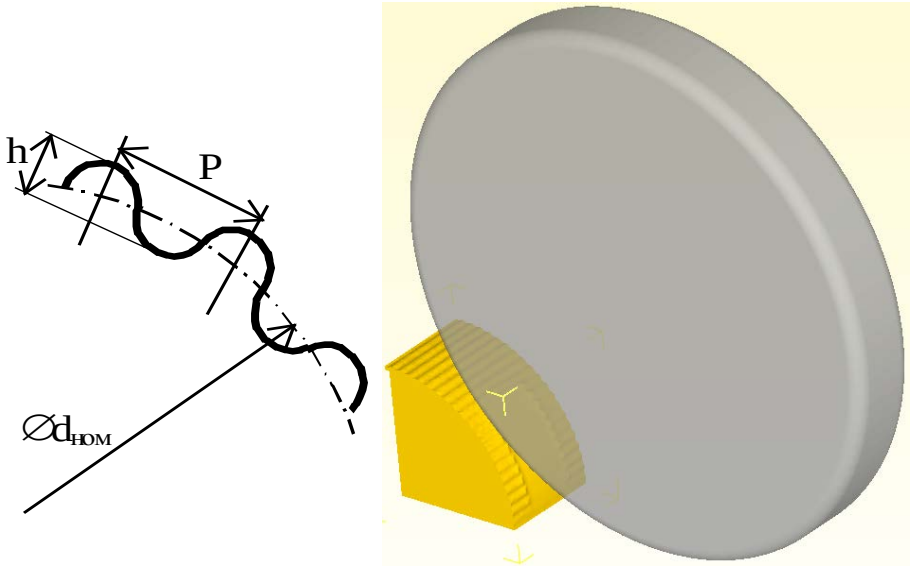


Рис. 3. Рельеф, наносимый на упрочняемую ППД поверхность, и его деформирование.

Результаты моделирования ППД волнистого рельефа шагом 0,5 мм на заготовке из стали 45 приведены на рис. 4. Из приведенных на рис. 4 полей деформаций можно сделать вывод о том, что максимальная глубина и степень упрочнения при ППД волнистого рельефа соответствует глубине и степени упрочнения при ППД со статическим нагружением инструмента гладких поверхностей. Силы деформирования при этом несколько ниже.

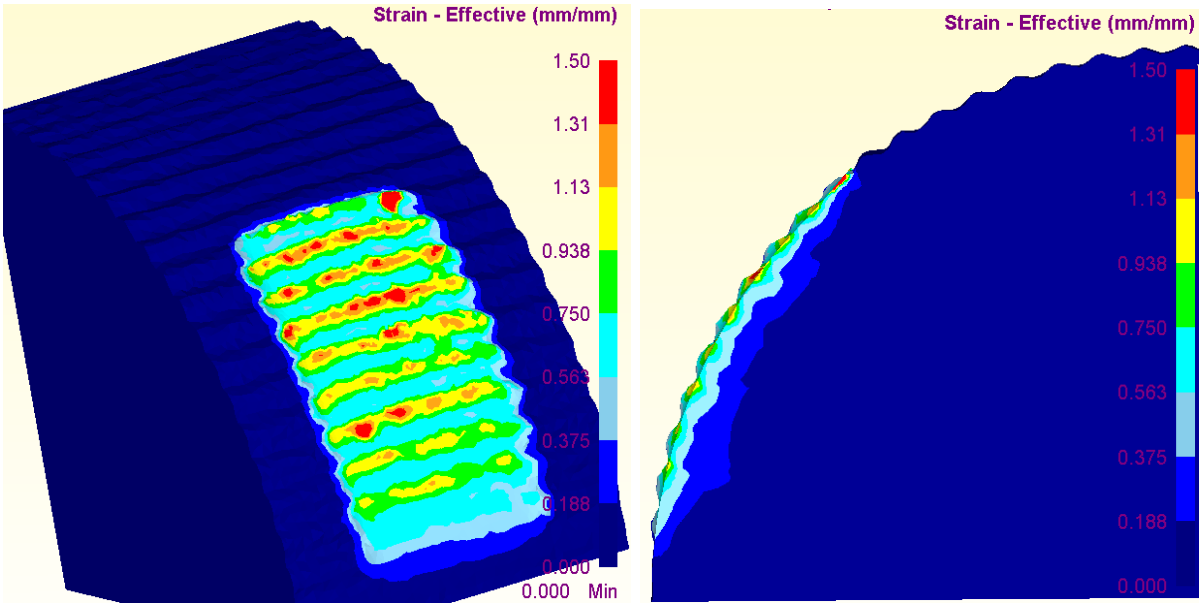


Рис. 4. Эквивалентные деформации при ППД волнистого рельефа.

Гетерогенное упрочнение может быть получено не только при упрочнении ППД но при поверхностном пластическом формообразовании, например получении резьб СИО или режуще-деформирующей обработкой с выборочной схемой деформирования [1]. Результаты моделирования режуще деформирующей обработки трапецеидальной резьбы с выборочной схемой деформирования на заготовке из стали 45 приведены на рис. 5.

При необходимости достижения особо высокой твердости упрочненной поверхности гетерогенное упрочнение ППД может быть совмещено с химической или химико-термической обработкой [6].

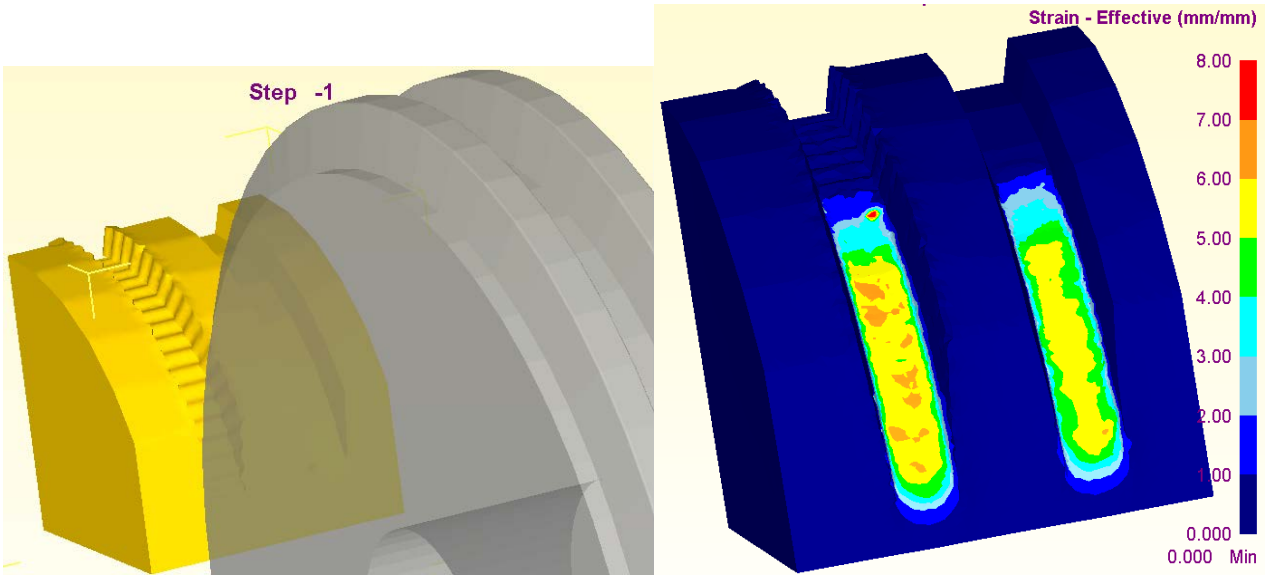


Рис.5. Эквивалентные деформации при режуще-деформирующей обработке резьб.

Таким образом, применение различных способов ППД позволяет в широких пределах варьировать степень, глубину и равномерность упрочнения деталей машин. Существующие методы гетерогенного упрочнения ППД могут быть использованы для повышения эксплуатационных характеристик самых разнообразных деталей, работающих в различных условиях. Однако, широкое применение гетерогенного упрочнения ППД сдерживается отсутствием научно-обоснованных требований к параметрам упрочненного слоя, обеспечивающим требуемые эксплуатационные характеристики детали [5]. В частности отсутствуют рекомендации по оптимальному распределению упрочненных участков по объему рабочей поверхности для различных условий эксплуатации и материалов детали. Выявление характера влияния параметров гетерогенно упрочненного слоя на эксплуатационные характеристики деталей машин является сложной научной задачей, решение которой позволит существенно повысить качество изделий машиностроительного производства.

Исследования проводятся в рамках государственного задания 7.505.2011.

Список литературы

1. Афонин А.Н. Схемы деформирования при режуще-деформирующей обработке резьб // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2012, № 2/292. – С. 3-8.

2. Иванов Г.П., Картонова Л.В., Худошин А.А. Повышение износостойкости деталей созданием регулярной гетерогенной макроструктуры // Строительные и дорожные машины, 1997, № 1. - С. 33-34.

3. Киричек А.В., Афонин А.Н. Методика моделирования статико-импульсной обработки резьб с помощью метода конечных элементов // Известия ТулГУ. Технология машиностроения, 2006. – С. 195-199.

4. Киричек А.В., Соловьев Д.Л. Создание гетерогенной структуры материала статико-импульсной обработкой // СТИН, 2007, №12. – С. 28-31.

5. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Баринов С.В. Разработка параметров для описания гетерогенно-упрочненной структуры // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2011, № 1/285. – С. 63-66.

6. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Лазуткин А.Г. Технология и оборудование статико-импульсной обработки поверхностным пластическим деформированием. Библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2004, 288 с.

7. Смелянский В.М., Земсков В.А. Технологическое повышение износостойкости деталей методом электроэрозионного синтеза покрытий // Упрочняющие технологии и покрытия, 2005, № 1. - С. 27-35.

УДК 621.921.34:961.9.02

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ ВЫСОКОЙ ТВЕРДОСТИ

THE PERFECTION OF TECHNOLOGY OF EDGE CUTTING TOOL PROCESSING OF PARTS OF HIGH HARDNESS IRON-CARBON ALLOYS

Клименко С.А., д.т.н., проф., Копейкина М.Ю., к.т.н., с.н.с.
(Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев)

Представлены пути совершенствование технологий лезвийной обработки деталей из железоуглеродистых сплавов высокой твердости: применение обработки по схеме косоугольного резания, введение в состав инструментального композита или защитного покрытия на инструменте ингибитора реакции взаимодействия в зоне резания, что позволяет повысить производительность обработки, стойкость режущего инструмента и обеспечить требуемое качество поверхности изделий.

Ключевые слова: *железоуглеродистые сплавы, ПСТМ на основе КНБ, износ инструмента, производительность обработки, шероховатость обработанной поверхности*

The ways of perfection of technologies of edge cutting tool processing of parts of high hardness iron-carbon alloys are presented: the application of oblique-angled cutting scheme, modification of composition with cutting-tool composites or protective tool edge coating for inhibition of cutting zone interaction reaction that allows to improve the treatment productivity, cutting tool life and to provide the component quality.

Key words: *iron-carbon alloys, cBN based PSHM, cutting tool wear, treatment productivity, roughness of surface machined.*

Совершенствование технологий механической обработки, как любой технической системы, связано с направленным обеспечением получения максимального результата с минимальными затратами. Применительно к финишным процессам обработки максимальный результат связан не только с производительностью съема материала припуска, но и с необходимостью формирования в поверхностных слоях изделия такого состояния, которое бы наилучшим образом обеспечивало работоспособность изделия в эксплуатации.

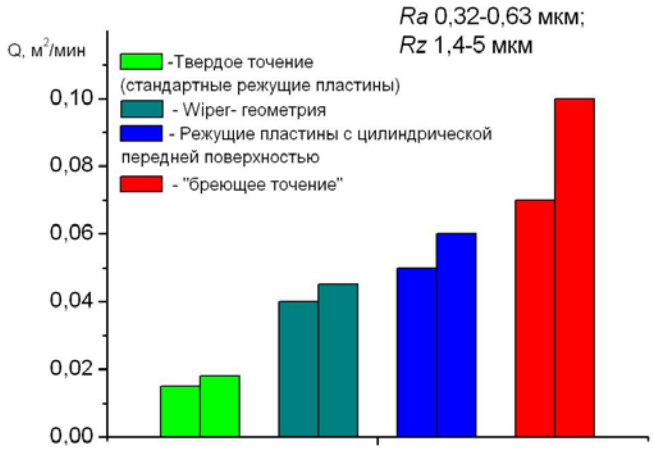
Современные процессы финишной механической обработки базируются на результатах научных исследований природы и закономерностей протекания механических и физико-химических явлений в зоне контактирования инструмента с изделием с учетом действия среды, окружающей зону обработки, механизмов изнашивания и разрушения инструмента, закономерностей формирования состояния поверхностного слоя изделий в процессе обработки. Ключевую роль в обеспечении технологии играет используемый инструмент - материал его режущей части, кинематика движения и конструкция.

Особый интерес с точки зрения эффективности использования в машиностроительном производстве представляют инструменты, оснащенные поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) [1, 2]. Их использование обеспечивает значительное повышение производительности механической обработки, получение высококачественного обработанного изделия, а также обеспечивает возможность изготовления уникальных сложнопрофильных изделий из современных конструкционных материалов с высокими

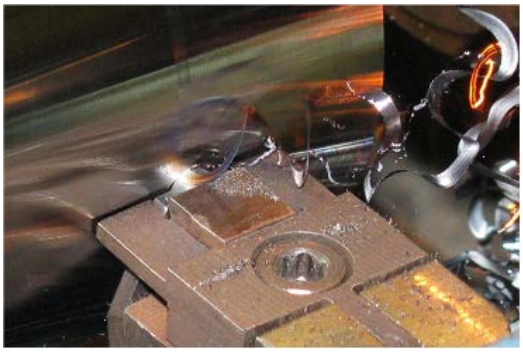
механическими свойствами. К таким материалам относятся железоуглеродистые сплавы - закаленные стали и высокопрочные износостойкие чугуны.

Задача совершенствования технологий лезвийной обработки деталей из железоуглеродистых сплавов высокой твердости («твердое точение») может решаться на основе управления величиной зоны взаимодействия инструмента с изделием и увеличения интенсивности этого взаимодействия. Одним из таких решений является разработка конструкции режущих инструментов, позволяющих снимать больший объем материала в единицу времени за счет увеличения подачи (резцы с зачистной кромкой, большим радиусом при вершине, инструменты с wiper-геометрией) (рис. 1, *а*). Вторым – управление механизмами взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом и элементами окружающей среды в зоне резания путем разработки новых инструментальных композитов с более высокими физико-механическими свойствами, оптимизации соотношения основной фазы и связки в их составах, использования защитных сред, нанесения защитных покрытий на инструмент и т.д. Второй подход также позволяет повысить производительность обработки, но за счет увеличения скорости резания. Оба похода обеспечивают получение требуемой шероховатости обработанной поверхности изделий.

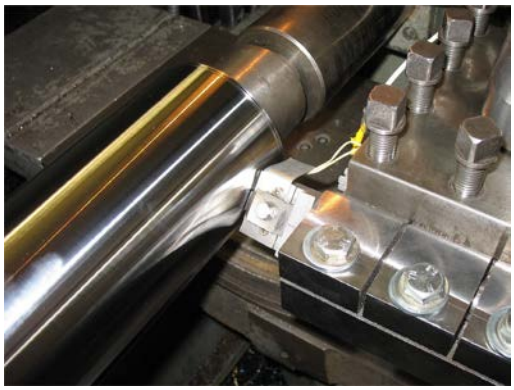
Нужно отметить, что оба рассматриваемых похода могут реализовываться одновременно.



а



б



в

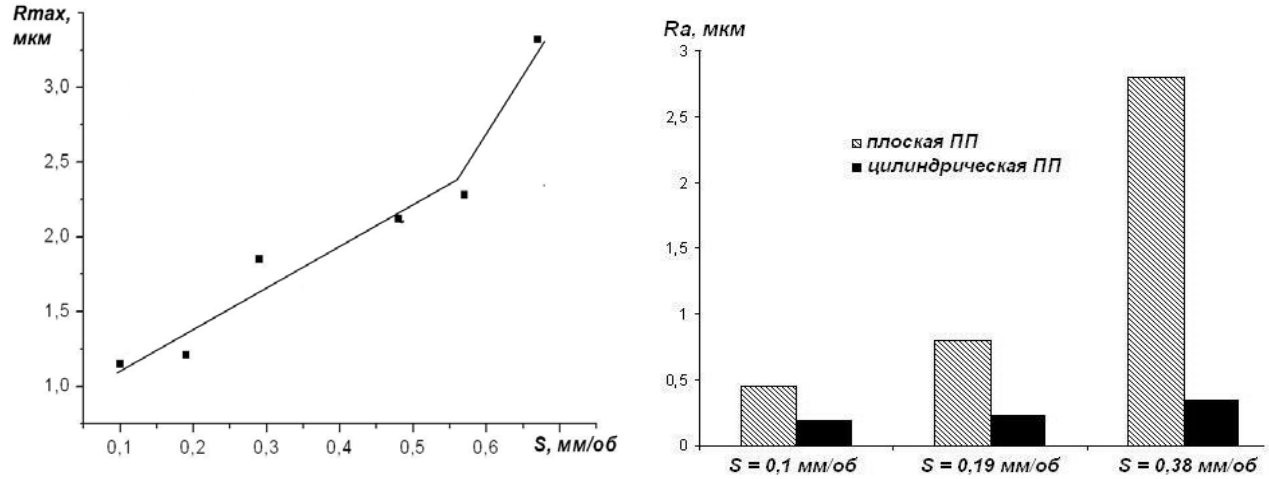
Рис. 1. Производительность технологий финишной обработки инструментами, оснащенными ПСТМ на основе КНБ, (*а*), обработка детали из закаленной стали резцом с цилиндрической передней поверхностью (*б*) и «бреющим» резцом (*в*)

Для реализации первого направления совершенствования технологий лезвийной обработки предложено использовать в процессе твердого точения инструменты с косоугольной геометрией: однокромочные («бреющие») резцы и резцы с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью, которые характеризуется большой подачей, обеспечивая высокое качество обработанной поверхности (рис. 1, *б*, *в*). Конструкция таких инструментов для обработки деталей из закаленных сталей предполагает оснащение специально изготовленных державок режущими пластинами из ПСТМ на основе КНБ с формами SNUN, RNMN по стандарту ISO 1832-85.

Обработка рассматриваемыми инструментами, работающими по косоугольной схеме, производится с подачами 0,2–0,6 мм/об (резцы с выпуклой передней поверхностью) и до 1 мм/об при использовании однокромочных резцов, что в 2–5 раз выше в сравнении с обработкой обычными инструментами. Высота микронеровностей на обработанной поверхности составляет *Ra* 0,20–0,80; *Rz* 1,25–2,5 рис. 2, *а*.

Инструмент с цилиндрической или конической передней поверхностью имеет проекцию режущей части на основную плоскость существенно меньшей кривизны, чем обычные резцы. Это способствует снижению шероховатости обработанной поверхности.

Еще одной причиной, обусловливающей высокое качество обработанной поверхности, в случае применения инструментов, работающих по косоугольной, приближенной к свободной, схеме резания, является характер пластических явлений в зоне перед режущим инструментом. Известно, что между высотой микронеровностей на обработанной поверхности и степенью деформации срезаемого материала в зоне стружкообразования существует функциональная связь [2]. Это явление обусловлено образованием перед сходящей стружкой волны деформации из-за того, что в процессе резания принимают участие две режущие кромки инструмента – главная и вспомогательная. В точке над передней поверхностью инструмента со свободной стороны стружки, в которой реализуются максимальные касательные напряжения, происходит разделение материала на срезаемую и выдавливаемую части с последующим перемещением последней в сторону вершины формируемой неровности. В случае, когда условия резания приближены к свободному резанию, влияние данного эффекта снижается, что позволяет обеспечивать значительно более высокое качество обработанной поверхности в сравнении с обычными инструментами (рис. 2, *б*). Нужно отметить, что микрогеометрия поверхности деталей при обработке косоугольными резцами характеризуется специфической формой неровностей - близкие по форме пики повторяются с шагом соответствующим подаче.



а *б*

Рис. 2. Влияние подачи на шероховатость обработанной поверхности при точении резцом с цилиндрической передней поверхностью (*а*), сравнение технологических возможностей обычного инструмента и резца с цилиндрической передней поверхностью (*б*), оснащенных режущей пластиной RNMN 070300T (сталь ШХ15, 60–62 HRC)

Стойкость инструмента с цилиндрической передней поверхностью при обработке стали ШХ15 (60–62 HRC) со скоростями резания 1,0–2,0 м/с составляет 30–80 мин в зависимости от величины подачи, что позволяет проводить обработку длинномерных деталей. Обработка проводится с глубиной резания 0,05–0,30 мм.

Благодаря увеличению диапазона используемых подач, технология точения безвершинными резцами и резцами с выпуклой (цилиндрической, конической) передней

поверхностью обеспечивает повышение производительности чистового точения в 2–8 раз в зависимости от требуемого качества обработанной поверхности.

Как было отмечено выше, второй подход к совершенствованию технологий лезвийной обработки связан с управлением эффектами контактного взаимодействия в зоне резания. Контактное взаимодействие в зоне резания характеризуется как комплекс процессов адгезии, диффузии, микро- и макродеформирования и разрушения, химического взаимодействия, включающего в различных средах окисление, азотирование, наводораживание, контактно-реактивное плавление и др. Эти процессы определяют механизм изнашивания поверхностей режущих инструментов и возможности инструментов по эффективной обработке и формированию заданного состояния поверхностного слоя на обработанных изделиях (рис. 3).

Количественное описание текущего состояния материала инструмента и обрабатываемого материала в контактной зоне для конкретных условий процесса механической обработки, изучение эволюции и возможности трансформации поверхностей инструмента в контактной зоне под действием термобарических условий процесса резания, составляет научную базу для совершенствования режущих инструментов и процессов механической обработки, используется в мотивации выбора или создания материалов для режущих инструментов.



Рис. 3. Схема связей условий контактирования в зоне резания с выходными параметрами процесса обработки

На интенсивность изнашивания инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, влияет химическое взаимодействие инструментального материала с обрабатываемым, а также элементами окружающей среды, и связанное с ним контактно-реактивное плавление в зоне резания. На первом этапе взаимодействие протекает с образованием боридов металлов, входящих в состав обрабатываемого материала, и выделением азота. В дальнейшем борид совместно с образовавшим его металлом формируют эвтектику, плавление которой и вынос продуктов взаимодействия из зоны резания обусловливают износ инструмента. Учитывая это, предложено управлять износом инструмента за счет воздействия на первую стадию химического взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов предварительным введением в зону резания азота, что сдвигает в более высокотемпературную область реакцию с образованием боридов (рис. 4). Результаты термодинамического анализа подтверждают увеличение температуры образования указанных боридов железа и никеля на 150–300 °С при наличии в системе повышенного парциального давления азота 100 Па и выше.

Кроме выполнения функции ингибитора реакции образования боридов, азот в зоне резания снижает интенсивность окисления инструментального материала.

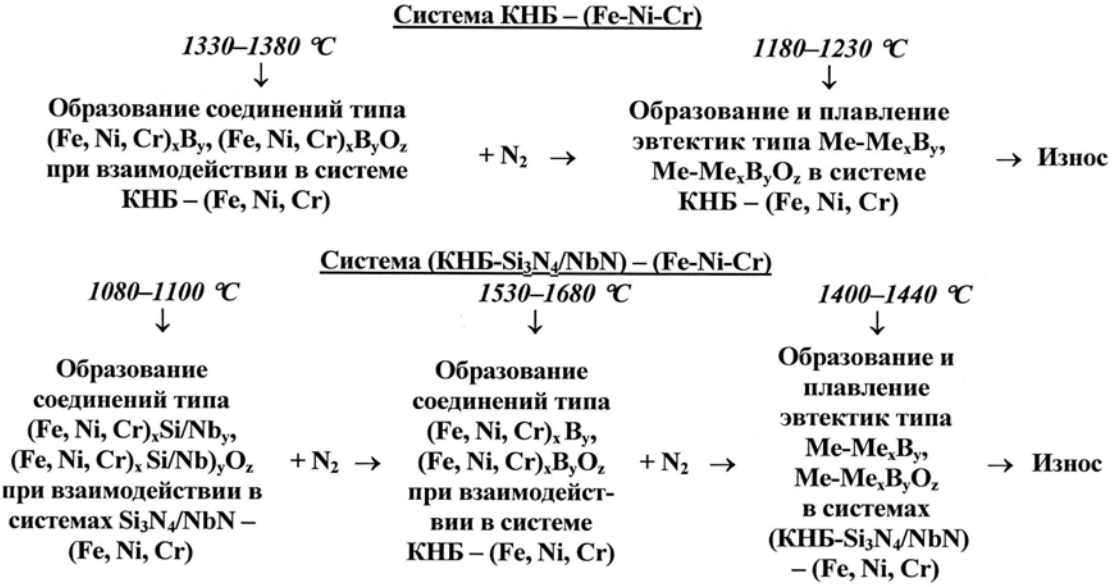


Рис. 4. Модельная схема влияния химического взаимодействия в зоне резания на износ инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, при точении сплавов, содержащих Fe, Ni, Cr

Указанное изменяет механизм изнашивания инструмента, снижая его интенсивность, особенно в условиях высокоскоростной обработки.

Для повышения работоспособности режущего инструмента из ПСТМ на основе КНБ предложено ввести в состав композита или защитного покрытия на инструменте составляющих, которые под действием термобарических условий процесса обработки обеспечивают формирование в зоне резания среды с повышенным парциальным давлением азота. Взаимодействие этих составляющих с элементами обрабатываемого материала с выделением азота должно происходить при температурах более низких, чем температуры, характерные для взаимодействия с элементами обрабатываемого материала основы инструментального композита – КНБ. Анализ физико-механических и химических свойств ряда нитридов позволяет предложить в качестве таких составляющих нитриды кремния (Si) и ниобия (Nb) (рис. 4). Нитрид кремния предлагается, как составляющая в ПСТМ, а нитрид ниобия – как элемент защитного покрытия (рис. 5). При этом, последнее является многослойным: – верхний слой покрытия, из Al_2O_3, обеспечивает уменьшение окисления композита, слой NbN – уменьшает химическое взаимодействие ПСТМ и элементов из состава обрабатываемого материала между собой, а слой Ti обеспечивает качественное сцепление покрытия с поверхностью ПСТМ.

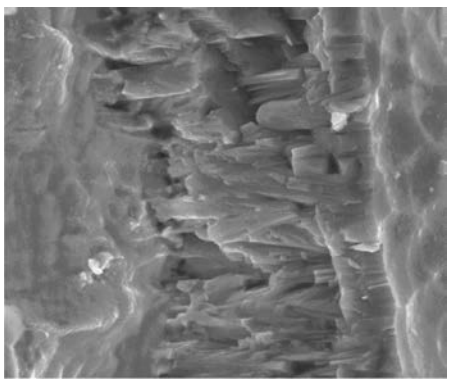


Рис. 5. Излом режущей пластины из ПСТМ КНБ-Si_3N_4 с покрытием Ti-NbN+Al_2O_3

Процесс изнашивания инструмента характеризуется комплексом механических, адгезионных, химических и др. явлений на контактных поверхностях инструмента. При этом, для изнашивания инструмента из ПСТМ на основе КНБ, повышение температуры образования в зоне резания боридов металлов, которое реализуется за счет введения в систему нитридов Si_3N_4 и NbN, формирование на основе боридов легкоплавких эвтектик и их контактное плавление имеет принципиальное значение, обеспечивая повышение износостойкости инструмента.

Применение в инструменте композита КНБ-Si_3N_4 и защитного покрытия на основе NbN способствует повышению работоспособности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов (рис. 5) за счет уменьшения интенсивности их изнашивания, что связано со снижением химического взаимодействия в зоне резания.

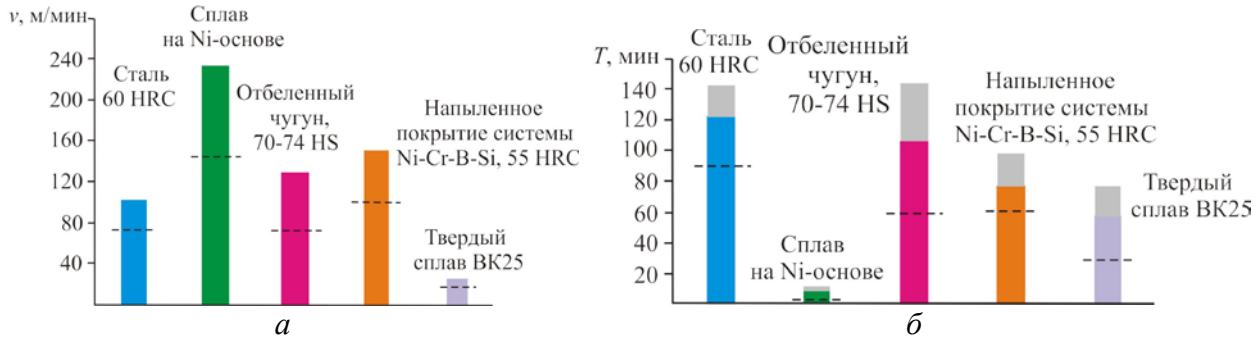


Рис. 5. Повышение скорости резания (*а*) и стойкости инструмента (б) за счет применения композита КНБ-Si_3N_4 (выше черты) и композита КНБ-Si_3N_4 с покрытием на основе NbN (□) (ниже черты – эталонный композит КНБ-AlN, AlB_{12})

Представленные результаты исследований показывают, что эффективными путями совершенствования технологий лезвийной обработки деталей из железоуглеродистых сплавов высокой твердости являются разработка новых конструкций инструментов и управление механизмами контактного взаимодействия в зоне резания. Предложенные решения позволяют повысить производительность обработки и стойкость режущих инструментов при обеспечении требуемого качества обработанной поверхности деталей.

Геометрические особенности резцов с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью и однокромочных резцов позволяют в 2–8 раз увеличить подачу без ухудшения шероховатости обработанной поверхности. В условиях финишного точения, когда производительность определяется площадью поверхности обработанной в единицу времени, рост эффективность процесса обработки пропорционален увеличению подачи.

Применение в инструменте композита КНБ-Si_3N_4 и защитного покрытия на основе NbN способствует повышению работоспособности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов за счет уменьшения интенсивности их изнашивания, что связано со снижением химического взаимодействия в зоне резания. Рост производительности обработки, обусловленный повышением скорости резания, составляет 25 (обработка закаленных сталей) – 60 % (точение никелевых сплавов).

Список литературы

1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н.В. Новикова. М.: Машиностроение, 2005. 555 с.
2. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко. К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. 316 с.

УДК 629.421

ПОВЫШЕНИЕ БЕЗОТКАЗНОСТИ ВАГОННЫХ КОЛЕС
IMPROVING THE RELIABILITY OF RAILWAY CAR WHEELS

Кононов Д.П., к.т.н.
(ПГУПС, Санкт-Петербург, Россия)

Предлагается метод увеличения усталостной прочности цельнокатаных колес с помощью локальной термообработки дисков. Локально упрочненные области наносятся равномерно с наружной и внутренней стороны диска колеса в местах перехода диска в обод и ступицу.

Ключевые слова: *вагонные колеса, прочность, дефекты, безопасность.*

The method of increase of fatigue durability of solid-rolled wheels with the help of local heat treatment of disks is offered. Local thermostrengthening zones are made evenly with internal and lateral side of a disk of a wheel opposite each other, grasping zones of transition of a disk in a rim and in a nave.

Keywords*: carriage wheels, strength, defects, safety.*

В последние годы произошли существенные изменения суммарных пробегов колёсных пар [1]. С одной стороны, годовые пробеги у нового скоростного подвижного состава увеличились с 150000…200000 км до 500000 км, а назначенные сроки службы до 30 лет, с другой стороны в России и странах бывшего СССР вследствие объективных экономических и других трудностей обострилась проблема замены имеющегося парка на подвижной состав нового поколения и также возникла необходимость продления сроков службы существующего парка. Реализуемое общее число циклов нагружения колёсных пар в этих условиях достигает 10^9…10^{10}, что переводит проблему оценки прочности в новый класс задач, а именно, из области многоцикловой усталости в гигацикловую область [1, 2], имеющую другие закономерности.

В области гигацикловой усталости не подтверждается гипотеза о бесконечной долговечности при напряжениях ниже традиционного предела выносливости, определённого на базе 10^7…10^8 циклов, отличается и расположение очагов зарождения трещин [3]. Это подтверждает сообщения [1, 4] о случаях разрушения деталей в различных областях промышленности и железнодорожного транспорта при сравнительно низких, но длительно действующих нагрузках. Исследования показывают, что у образцов, разрушившихся до 10^7 циклов нагружения, очаги зарождения трещин находятся в поверхностном слое у какого-либо дефекта или изменения геометрии поверхности, а у образцов, разрушившихся после 10^7 циклов – под поверхностным слоем [1, 5], преимущественно у сульфидных неметаллических включений или дефектов микроструктуры.

То есть для повышения безопасности движения, надёжности цельнокатаных колёс необходимы новые требования к технологиям их изготовления, обработки и упрочнения. При этом следует иметь в виду рассматриваемые перспективы повышения нагрузки на ось. Например, в США при нагрузке на ось 29 т/ось для магистральных грузовых вагонов аварий по причине разрушения диска [6, 7, 8, 9] за период с 1975 по 2006 произошло более 500 (табл. 1) с заявленным ущербом более 70 млн. долларов.

Средняя стоимость ущерба по наиболее часто встречающимся дефектам по тем же данным представлена в табл. 2.

Таблица 1

Статистика повреждаемости колёс

Спецификация причины	Всего		Вид аварии			Заявленный ущерб, долл. США		Несчастный случай	
	кол-во	%	столкновение	сход с рельсов	другие	итого	%	погибло	ранено
Разрушение диска	529	11,9	-	511	18	73095354	19,2	0	47
Разрушение диска (лок.)	16	0,4	-	4	2	464296	0,1	0	1

Таблица 2

Стоимость ущерба от дефектов

Вид дефекта колёсной пары	Средняя стоимость ущерба, долл.
Разрушение гребня (подрез)	113641,75
Разрушение обода (откол)	176941,57
Разрушение диска (трещина)	138176,47
Износ гребня	19191,88
Ослабление посадки колеса	120118,74
Ползун на поверхности катания	76858,23
Наволакивание	64292,81
Износ поверхности катания	100085,95
Термическая трещина	143894,60

Если в количественном отношении разрушение диска за 30 лет не столь велико, то в стоимостном выражении последствия данного дефекта ставят его на третье место. Поэтому возникла необходимость проведения мероприятий, направленных на повышение предела выносливости и усталостной прочности колёс с тонкомерным ободом в процессе ремонта.

Предложено для повышения при ремонте усталостной прочности колёс воспользоваться методом локальной термообработки диска, создавая на его поверхности локальные упрочнённые зоны [10].

Термоупрочнённые зоны в виде «ребра жёсткости» наносятся равномерно с внутренней и наружной стороны диска колеса напротив друг друга, захватывая зоны перехода диска в обод и диска в ступицу токами высокой частоты, плазменным нагревом, газопламенным нагревом и т.д. (рис. 1).

Данной обработке могут подвергаться как новые колёса, поступающие в эксплуатацию, так и колёса, прослужившие некоторый срок, в процессе их ремонта. В результате плавного и равномерного нагрева создаются участки термообработанного металла. В глубину диск прокаливается на 1,5…2 мм с каждой стороны. Охлаждение воздушное.

Формы у упрочнённых зон могут быть различными: в виде 6 радиальных спиц (рис. 2, *а*); в виде двух концентрических окружностей, расположенных в местах перехода диска в обод и ступицу (рис. 2, *б*); в виде 6 радиальных изогнутых спиц (рис. 2, *в*); в виде 6 радиальных зигзагообразных спиц (рис. 2, *г*) и др.

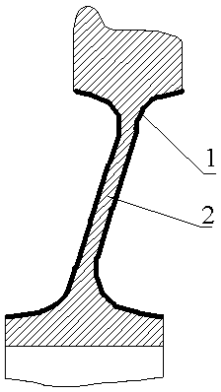


Рис. 1. Схема термообработки диска:
1 – упрочнённая зона;
2 – основной металл

После данной термообработки происходит увеличение твёрдости в упрочняемых зонах с 250…265 НВ до 340…370 НВ. Причём следует отметить, что отсутствует резкая граница между упрочнённым и основным металлом.

Результаты испытаний на усталость показали, что колёса, имеющие толщину обода 22…24 мм и подвергнутые локальному термоупрочнению дисков, выдерживают без образования трещин 1,6…3 млн. циклов нагружения. Тогда как неупрочнённые колёса выдерживают 1,2 млн. циклов.

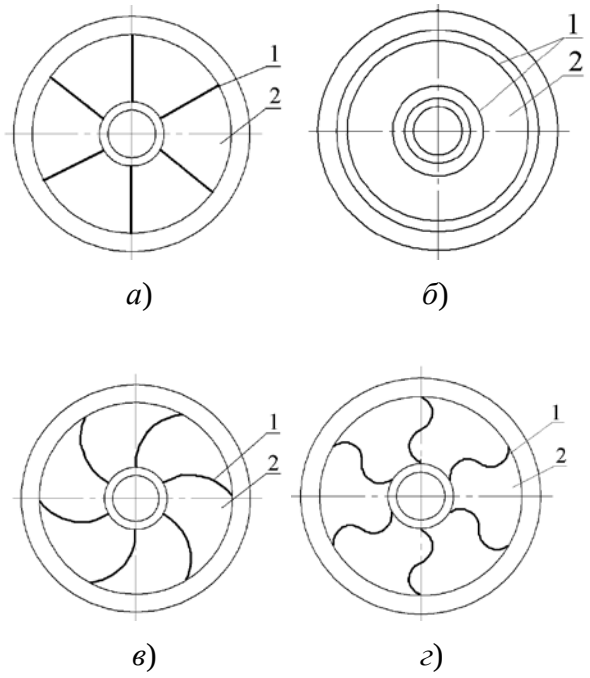


Рис. 2. Формы локальной термообработки дисков:
1 – упрочнённый металл;
2 – основной металл

Это свидетельствует о повышении надёжности цельнокатаных колёс.

Список литературы

1. Никольская Э. Н., Грек В. И. К вопросу об оценке прочности осей и колёс при увеличении пробегов и сроков службы колёсных пар // Конструкционно-технологическое обеспечение надёжности колёс рельсовых экипажей: Сборник научных трудов. СПб.: Петербургский государственный университет путей сообщения. 2009. С. 41-49.
2. Махутов Н. А. Усталость металлов в широком диапазоне числа циклов // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2004. № 4. Т. 70. С. 37-41.
3. Терентьев В. Ф. Усталость высокопрочных сталей // Деформация и разрушение материалов. 2006. №8. С. 2-11.
4. Ботвина Л. Р. Гигацикловая усталость – новая проблема физики и механики разрушения // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2004. № 4. Т. 70. С. 41-51.
5. Петрова И. М., Гадолина И. В. Оценка циклической прочности конструкционных сталей в области длительной долговечности // Вестник машиностроения. 2005. № 10.
6. Кротов С. В. Основы теории несущей способности прессовых соединений колёсных пар железнодорожных вагонов. М.: ФГОУ «Учебно-методический центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2011. 152 с.
7. [Электрон. ресурс] Annual report, Safety statistics / Federal Railroad Administration. USA. 2004. Режим доступа: http://www.fra.dot.gov.
8. [Электрон. ресурс] Annual report, Safety statistics / Federal Railroad Administration. USA. 30.06.2006. Режим доступа: http://www.fra.dot.gov.
9. [Электрон. ресурс] Final report, Safety statistics / Federal Railroad Administration. USA. 2001. Режим доступа: http://www.fra.dot.gov.
10. Иванов И. А., Кононов Д. П., Урушев С. В., Шадрина Н. Ю. Способ восстановления работоспособности колес рельсового транспорта: Патент на изобретение №2222613 от 27.01.2004.
11. Иванов И.А., Кононов Д. П., Урушев С. В. Восстановление усталостной прочности цельнокатаных колес // Конструкционно-технологическое обеспечение надежности колес рельсовых экипажей: Сборник научных трудов. СПб.: Петербургский государственный университет путей сообщения. 2009. С. 93-99.

УДК 621.77: 620.22

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ПОЛУЧЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ МЕТАЛЛОКОМПОЗИТОВ С ТРЕБУЕМЫМИ СВОЙСТВАМИ

THEORETICAL AND TECHNOLOGICAL ASPECTS OF GETTING PRODUCTS FROM METAL COMPOSITES WITH REQUIRED FEATURES

Кочешков И.В., к.т.н.
(МГТУ имени Н.Э.Баумана, г. Москва)

В работе рассмотрены аспекты теории пластической деформации, теории образования твердофазного соединения разнородных материалов и механики разрушения композитов, в результате совместного использования которых предложен метод определения режимов получения изделий из композитов с требуемым комплексом свойств. Приведены практические примеры использования предлагаемого подхода.

Ключевые слова: *теория образования твердофазного соединения, теория пластической деформации, механика разрушения композитов, метод структурно-имитационного моделирования.*

In the article the aspects of the plastic deformation theory, formation theory solid-phase compound of the dissimilar materials and mechanics of composites fracturing were researched in details. As a result of their joint analysis the determining modes method of getting products from composites with required complex features has been suggested. There was made practical examples of using the proposed approach.

Keywords*: formation theory of solid-phase compound, plastic deformation theory, mechanics of composites fracturing, structural simulation method.*

Свойства композитов, также как и свойства любых материалов, определяются видом компонентов (элементов структуры), из которых состоит материал, геометрией расположения этих компонентов и характером связи между ними. В качестве компонентов композита выступают обособленные объемы (фазы) материалов, чаще всего, резко различающихся по своим свойствам. Компоненты композиционного материала могут присутствовать в виде волокон, отдельных слоев, трехмерных включений или в виде основы для объединения в единое целое, перечисленных ранее компонентов.

В процессе разработки технологии получения композиционных материалов и изделий из них ставится задача сохранения исходных свойств компонентов и формирования необходимого характера связи между ними. Именно взаимодействие компонентов композита в различных эксплуатационных условиях и развитие процессов микро и макро разрушения на уровне отдельных его компонентов определяют свойства композиционного материала. При этом состояние поверхности раздела между компонентами играет такое важное значение, что его можно считать самостоятельным фактором, определяющим свойства композиционного материала.

Состояние поверхности раздела между компонентами КМ предполагает наличие между ними прочной связи при отсутствии чрезмерно развитой диффузии и/или процессов растворения элементов, из которых состоят компоненты композита, друг в друге [1, 2]. Поэтому при получении металлокомпозитов часто используются методы обработки давлением (прессование, прокатка и т.д), которые позволяют снизить температуру получения материала, предотвращая, тем самым, чрезмерное развитие диффузионных процессов в зоне контакта компонентов композита и исключая возможность растворения компонентов друг в друге. В случае применения методов обработки давлением, преодолению активационного барьера препятствующего образованию прочной связи, способствуют такие факторы, как

высокие контактные напряжения, выход дислокаций в зону контакта компонентов и разрушение окисных пленок в зоне контакта.

Во второй половине прошлого века активно велись работы по созданию теории образования твердофазного соединения разнородных материалов. В результате был создан теоретический подход и математический аппарат, описывающий кинетику роста прочности твердофазного соединения для фиксированной площади физического контакта, температуре и величине контактных напряжений [1, 2]. Уравнение для анализа кинетики роста прочности твердофазного соединения **σ(t)** имеет вид:

$$\frac{\sigma(t)}{\sigma_m} = 1 - \exp\left[- K_0^n t^n \exp\left(- \frac{n(E_a - \omega\tau_к}{kT} \right) \right] \qquad \textbf{(1)}$$

где: $\mathbf{K_o}$ – эффективная частота колебаний ансамбля атомов решетки более твердого из соединяемых материалов; $\mathbf{E_a}$ – необходимая энергия активации процесса образования твердофазного соединения, в условиях отсутствия вклада в образование соединения контактных касательных напряжений $\boldsymbol{\tau_к}$; **ω** – структурно-чувствительный коэффициент, учитывающий вклад контактных касательных напряжений **τ** в активацию процесса образования соединения. **t** – время процесса образования твердофазного соединения; **n** – показатель степени, характеризующий порядок химической реакции; **T** – температура процесса; **k** – постоянная Больцмана; $\boldsymbol{\sigma_m}$ – максимально возможная прочность соединения.

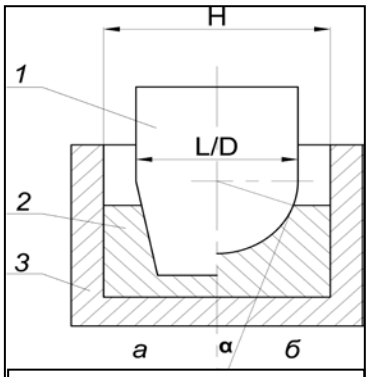


Рис. 1 Приспособление для впрессовывания стальной детали (1) в деталь из алюминия (2), находящуюся в пресс-форме (3)

Рассмотрим использование этой теории и математического аппарата для решения задачи получения изделий из бороалюминия с требуемым уровнем прочности на растяжение. Бороалюминиевый композит изготавливается разными способами горячего прессования заготовок, состоящих из последовательных слоев алюминиевого сплава (в данной работе слоев алюминиевой фольги) и волокон бора, расположенных с определенным шагом. В процессе получения бороалюминия горячим прессованием происходит впрессовывание жестких цилиндров (волокон) в пластичный алюминиевый сплав. В виду малого размера волокон, для детального исследования процесса образования твердофазного соединения по поверхности жесткого цилиндра, впрессовываемого в пластичный материал, проводился модельный эксперимент. В деталь (2) из алюминиевого сплава АМг2, находящуюся в прессформе (3), впрессовывался полуцилиндр или клин (1) из нержавеющей стали. Эксперимент осуществлялся в два этапа.

На первом этапе, для определения величин E_a, K_o и n, входящих в уравнение (1), осуществлялось впрессовывание стального клина с углом заточки α равным 10^0 из нержавеющей стали 12Х18Н9Т в деталь алюминиевого сплава АМг2 при температуре 250^0С с последующим отжигом при температурах 470^0С, 500^0С и 530^0С (то есть при отсутствии контактных напряжений – $\tau_к$=0). Прочность образовавшегося соединения определялась по результатам испытания на ударный изгиб образцов, вырезанных перпендикулярно поверхности стальной детали в зоне контакта. При этом уравнение (1) примет вид:

$$\frac{A_{н.у.}}{A^*_{н.у.}(1-\sin\alpha)} = 1 - \exp\left[- K_0^n t^n \exp\left(- \frac{n(E_a - \omega\tau_к}{kT} \right) \right] \qquad \textbf{(2)}$$

где: $A_{н.у}$ – текущее значение прочности соединения материалов при испытании на ударный изгиб; $A^*_{н.у}$ – максимально возможное значение прочности соединения материалов при испытании на ударный изгиб; α – угол «заточки» стального клина (детали).

Результаты эксперимента представлены на рис. 2. Из этих результатов следует, что энергия активации процесса образования прочного соединения для материалов АМг2-Х18Н9Т E_a равна 1,85 эв, эффективная частота колебаний атомов в решетке в условиях отсутствия контактных касательных напряжений K_o - $1{,}8x10^9$ $сек^{-1}$, а показатель степени, характеризующий порядок химической реакции n - единице.

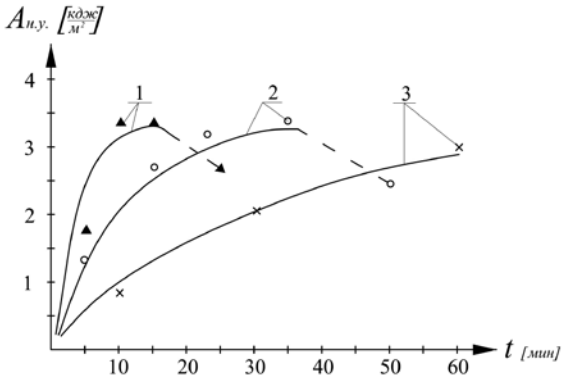


Рис. 2. Кинетика роста прочности соединения алюминиевого сплава АМг2 со сталью Х18Х9Т в зависимости от температуры отжига. 1-530 ^{0}C, 2 - 500 ^{0}C, 3-470 ^{0}C

Исследование влияния касательных напряжений на кинетику роста прочности соединения АМг2-12Х18Н9Т производилось при впрессовывании полуцилиндра из нержавеющей (рис. 1). Для определения влияния касательных необходимо знать изменение величины и длительности их действия на контактной поверхности свариваемых металлов. Так как впрессовывание стальной детали в алюминиевый сплав при повышенной температуре предполагает наличие схватывания металлов, то контактные касательные напряжения достигают наибольшей величины. С учетом схемы напряженного состояния (плоскодеформированного) их значение определяется из выражения:

$$\tau_к = \frac{\sigma_T^*}{2} \qquad \textbf{(3)}$$

где: $\boldsymbol{\sigma_т^*}$ - предел текучести алюминиевого сплава в условиях плоскодеформированного состояния ($\sigma_т^* = 1{,}15\sigma_т$)

Величина предела текучести металла $\sigma_т$ зависит от температурно-скоростных условий его деформации, поэтому впрессовывание стальной детали осуществлялось при разных скоростях (Vпр = 0,01, 0,1, 1, 35 мм/сек) и температурах (Т = 470^{0}С, 500^{0}С, 530^{0}С). При этих режимах скорость пластической деформации алюминиевого сплава в зоне контакта с цилиндрической поверхностью стальной детали изменяется от 10^{-3} до 20 $сек^{-1}$, диапазон величин касательных контактных напряжений составляет от 10МПа до 60МПа, а длительность действия контактных напряжений по контуру стального полуцилиндра находится в интервале от 10^{-2} до $7x10^2$ секунд [3].

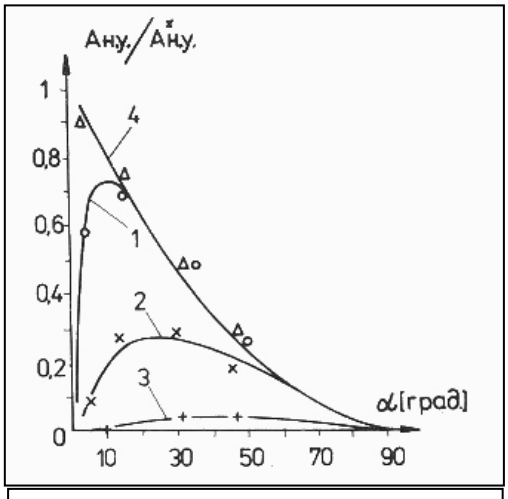


Рис. 3 Изменение относительной прочности на ударный изгиб образцов АМг2-12Х18Н9Т от величины угла полученных при температуре 500^{0}С и разных скоростях впрессовывания стальной детали: 1 – 0,01мм/с; 2 – 0,1 мм/с; 3 – 1 мм/с; 4 – 35 мм/с.

Прочность соединения стальной и алюминиевой деталей, так же как и в случае впрессовывания стального клина, определялась по результатам испытания на ударный изгиб образцов вырезанных перпендикулярно поверхности контакта свариваемых металлов в местах с углом α = 5, 15, 30, 45, 60, 75 и 90 градусов. Результаты эксперимента, полученные при температуре 500^{0}С, представлены на рисунке 3. Для температур впрессовывания 470 и 530^{0}С порядок расположения и характер кривых распределения прочности соединения материалов по поверхности полуцилиндра имеет вид аналогичный рисунку 3.

На основании полученных результатов установлено, что значение структурно-чувствительного коэффициента ω равно 0,25эв/(кг/мм^2). На рисунке 3 сплошными линиями

показано изменение прочности соединения АМг2-12Х18Н9Т по цилиндрической поверхности стальной детали, рассчитанное по уравнению (2) с использованием экспериментально полученных величин E_a, n, ω и K_o. Наблюдается хорошее соответствие расчетных и экспериментальных значений. Сложная зависимость изменения прочности соединения АМг2-12Х18Н9Т по контактной поверхности стальной детали (рис.3) объясняется одновременным влиянием взаимосвязанных факторов: времени и температуры процесса, величины и длительности действия контактных касательных напряжений, а также доли поверхности в зоне контакта свободной от окисной пленки на алюминии.

Важно отметить, что при всех температурах эксперимента при скорости впрессовывания ($V_{пр}$) равной 1 мм/сек во всех точках контакта стальной и алюминиевой деталей прочность соединения металлов минимальна. Если представить зависимость относительной прочности соединения металлов АМг2-12Х18Н9Т от скорости пластической деформации алюминиевого сплава в зоне контакта, то при всех температурах проведения эксперимента, в некотором интервале значений скоростей пластической деформации алюминия $\acute{\varepsilon}_{ал}$ присутствует «провал» в образовании прочного соединения (рис. 4). Причем при более низкой температуре (470^0C), соответствующей большей величине касательных напряжений в зоне контакта, интервал значений скоростей пластической деформации алюминия, при котором прочного соединения не образуется, меньше, чем при более высоких температурах.

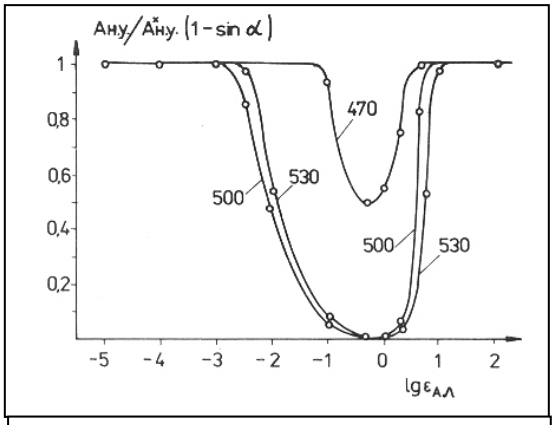


Рис. 4 Зависимость относительной прочности соединения АМг2-12Х18Н9Т от скорости пластической деформации АМг2 при температурах 470^0C, 500^0C, 530^0C.

Это объясняется тем, что скорость пластической деформации соединяемых материалов является интегральной характеристикой, с помощью которой можно оценивать достаточность вклада механического канала активации в образование прочного соединения. Низкая скорость пластической деформации предполагает большую длительность механического воздействия в зоне контакта, в результате чего успевает образоваться прочное соединение. Высокая скорость пластической деформации сопровождается повышением величины контактных напряжений и сокращением времени необходимого для образования прочного соединения. Проведенный эксперимент показывает, что имеется некий интервал скоростей пластической деформации, в котором прочное соединение не образуется. Этот интервал тем больше, чем выше температура, при которой хотят получить прочное соединение.

В рамках данной работы, эксперименты, проведенные при впрессовывании стального полуцилиндра в алюминиевую деталь, позволяют оценить качественную картину образования твердофазного соединения при получении горячим прессованием заготовок, состоящих из последовательных слоев алюминиевой фольги и волокон бора, расположенных с определенным шагом. Анализ особенностей очага деформации алюминиевого сплава при затекании между волокнами бора, позволяющий оценить контактные напряжения, действующие на поверхности волокон, представлен в работе [4]. Прочность соединения волокон бора с алюминиевой матрицей по их контактной поверхности может определяться по результатам испытаний бороалюминия на межслоевой и внутрислоевой сдвиг [7].

Также как и в случае модельного эксперимента, изготавливая бороалюминий с низкой прочностью соединения компонентов и отжигая его при разных температурах (то есть, когда контактные напряжения равны нулю) определяли значения E_a, K_o и n, а на режимах уплотнения композита, когда происходит впрессовывание волокон бора в алюминиевую матрицу, оценивали величину структурно-чувствительного коэффициента ω. Для волокнистого композиционного материала волокна бора – алюминиевый сплав АМг2 установлены конкретные значения E_a, K_o, n и ω.

Прочность соединения компонентов сложным образом связана с прочностью бороалюминия. При разном состоянии поверхности раздела компонентов в волокнистом композиционном материале реализуются разные механизмы разрушения [5, 6, 8]. Реализуемые механизмы разрушения определяют разные уровни прочности бороалюминия на растяжение [6] и сжатие [8]. Оценивая состояние поверхности раздела расчетным путем можно прогнозировать реализуемые механизмы разрушения композита и уровень достигаемой прочности материала. Для этого в настоящее время имеется соответствующее программное обеспечение.

Исследования процесса получения бороалюминия с разными механическими свойствами проводятся при постоянных температурах и давлениях прессования, действующих в течение заданного времени. Уравнения для анализа кинетики образования твердофазного соединения [1, 2] также получены для фиксированной площади физического контакта, температуры и величины контактных напряжений. В подавляющем большинстве реальных технологических процессов изменение температуры, давления, площади физического контакта компонентов и величины контактных напряжений имеют сложный характер во времени. Поэтому результаты эксперимента, полученные при постоянных температурах и давлениях прессования, могут служить только ориентиром при эмпирическом подборе режимов получения композита с заданным комплексом свойств. Это достаточно дорогой и длительный процесс, который необходимо повторять при изменении номенклатуры и типа получаемых изделий.

Возможен другой подход определения режимов получения композиционных материалов с заданным комплексом свойств. Реализация этого подхода основана на том, что реальные технологические процессы можно разбить на ряд элементарных шагов, в пределах которых температуру, площадь физического контакта, величины контактных напряжений можно считать постоянными величинами. Это позволяет использовать теоретические наработки и результаты экспериментов, полученных при постоянных температурах и давлениях прессования, для анализа процесса формирования структуры композита и расчета изменения прочности соединения его компонентов на каждом таком элементарном шаге.

Суммируя результаты, полученные на каждом элементарном шаге, можно установить взаимосвязь режимов получения композиционных материалов разными технологическими способами с состоянием структуры и прочностью соединения компонентов. Знание состояния структуры и прочности соединения компонентов композиционного материала, в свою очередь, позволяет прогнозировать прочностные свойства композита. Таким образом, можно расчетным путем определять режимы получения композиционного материала с требуемыми свойствами, а потом экспериментально проверять их достоверность. Это позволяет удешевить и сократить процесс разработки технологии получения композиционных материалов с требуемыми свойствами.

Описанный выше структурный подход в наибольшей степени учитывает специфику композиционных материалов и состоит из двух взаимосвязанных блоков. Первый блок посвящен имитации процесса формирования структуры композита при его изготовлении по разным технологическим схемам и режимам. Он решает задачу установления взаимосвязи режимов получения композита с геометрическими параметрами формируемой структуры, свойствами компонентов и состоянием поверхности раздела между ними. Второй блок посвящен структурно-имитационному моделированию процессов разрушения композита, то есть, фактически, имитации структурных изменений в композите с заданным состоянием структуры под нагрузкой. Совместное использование этих блоков позволяет прогнозировать режимы получения композиционных материалов с требуемыми свойствами.

Практическое опробование описанного выше подхода проводилось при получении труб из волокнистого композиционного материала алюминиевый сплав АМг2 – волокна бора методом термокомпрессии. В качестве исходной заготовки использовался пакет, состоящий из последовательных слоев фольги из алюминиевого сплава АМг2 и волокон бора, расположенных с шагом 0,14 мм. Исходная заготовка помещалась между обоймой из

материала с низким коэффициентом термического расширения и стержнем из материала с высоким коэффициентом термического расширения, которые являлись основными деталями приспособления для получения труб методом термокомпрессии. При нагреве этого приспособления происходил процесс уплотнения исходной заготовки и получалось компактное изделие из бороалюминия.

Очевидно, что процесс получения бороалюминиевых труб методом термокомпрессии происходит в условиях постоянного роста температуры (T=f(t)) и давления прессования (p=f(T)) во времени. В процессе нагрева постоянно меняются площадь физического контакта компонентов и величины контактных напряжений. Разбив процесс нагрева на ряд последовательных шагов (при низких температурах – 5^0C, при высоких – 1^0C), и, используя величины коэффициентов из уравнения (1), определенные при постоянных температурах и давлениях прессования, рассчитывали прочность соединения компонентов и ожидаемый уровень прочности бороалюминия. На основании машинного эксперимента определялись режимы получения изделий с требуемым уровнем свойств. Достоверность полученных результатов проверялась экспериментально. В результате получено хорошее совпадение экспериментальных и расчетных значений. Предложенный метод пригоден и для других технологических схем получения изделий из волокнистых композиционных материалов горячим прессованием, например, газостатическое или паростатическое прессование.

ЛИТЕРАТУРА

1. Красулин Ю.Л. Взаимодействие металла с полупроводником в твердой фазе. Издательство «Наука», 1971.
2. Шоршоров М.Х., Колпашников А.И., Костиков В.И. и др. Волокнистые композиционные материалы с металлической матрицей / Под ред. М.Х.Шоршорова. М.: Машиностроение, 1981. 272 с.
3. Кочешков И.В. Применение расчетных методов при разработке технологии получения изделий клинопрессовой сваркой давлением // Ремонт. Восстановление. Модернизация. 2011. № 1. С. 39-44.
4. Кочешков И.В. Анализ силовых условий процесса горячего прессования заготовок, предназначенных для получения волокнистых композиционных материалов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2011. № 4. С. 10-15.
5. Овчинский А.С. Процессы разрушения композиционных материалов: имитация микро- и макромеханизмов на ЭВМ М.: Наука, 1988 278 с.
6. Шоршоров М.Х., Колесниченко В.А., Кочешков И.В., Овчинский А.С. Влияние физико-химического взаимодействия компонентов на прочность и механизмы разрушения бороалюминия // Физика и химия обработки материалов. 1986. № 4. С. 115-122.
7. Шоршоров М.Х., Колесниченко В.А., Кочешков И.В. Об оценке степени развития физико-химического взаимодействия между компонентами волокнистого композиционного материала Al-B // Металловедение и термическая обработка металлов. 1984. № 8. С. 11-15.
8. Шоршоров М.Х., Овчинский А.С., Колесниченко В.А., Кочешков И.В. Зависимость прочности на сжатие стержней из бороалюминия от состояния поверхности раздела между компонентами КМ // Физика и химия обработки материалов. 1985. № 4. С 97-103.

УДК 621.762

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА ФОРМОВАНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

THEORETICAL BASIS OF FORMING COMPOSITE POWDER MATERIALS

Красновский А.Н., к.т.н.
(ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», г. Москва)

Приведены основные результаты теоретического исследования процесса непрерывного формования композиционных порошковых материалов. В рамках гипотезы о сходстве напряженного состояния в сжимаемых и несжимаемых материалах установлено распределение напряжения в канале прессования. На основе математической модели найдено распределение плотности материала по длине канала прессования.

Ключевые слова: *композиционный порошок, непрерывное формование, экструзия, напряжение, плотность, триботехнические характеристики.*

The principal results of theoretical research of process of continuous pressing of composite powder materials are presented. According to the hypothesis of the similarity of the stress state in compressible and incompressible materials found stress distribution in the channel of pressing. Based on the mathematical model found the density distribution of the material along the channel of pressing.

Keywords*: composite powder, continuous pressing, extrusion, pressure, density, tribological characteristics.*

Основой теоретического анализа процесса непрерывного формования порошковых материалов является гидродинамическая теория течения вязких жидкостей [1, 2]. Математическое описание процесса экструзии представляет собой совместное решение уравнений, выражающих законы сохранения массы, энергии, количества движения при ламинарном течении с уравнениями, описывающими физическое состояние перерабатываемого материала. Строгое аналитическое решение этих уравнений не всегда представляется возможным, поэтому область их применения вынужденно ограничена упрощающими предложениями. В качестве таковых используются допущения об изотермическом или адиабатическом характере процесса, задается закон изменения вязкости, реальные свойства материала заменяются моделью.

Расплавы большинства полимеров являются неньютоновскими псевдопластическими жидкостями, вязкость которых зависит от напряжения и скорости сдвига [3]. Полная теория экструзии неньютоновских жидкостей до сих пор не разработана и поэтому за основу берут с различными поправками теорию течения ньютоновских жидкостей. В теории непрерывного формования керамических масс в широком диапазоне их влажности в качестве модели формуемой среды используется модель вязкопластического тела Бингама-Шведова. Анализ процесса экструзии керамических материалов, построенный на этой модели, позволяет получать удовлетворительные для практики результаты [4].

Теоретических исследований непрерывного формования материалов, относящихся к области порошковой металлургии, выполнено значительно меньше. Анализ состояния теории непрерывного формования показывает, что наиболее изученной частью процесса является экструзия порошковых материалов, свойства которых близки к свойствам полимеров и глин. У расплавов полимеров и растворов глин коэффициент внешнего трения больше коэффициента межчастичного трения. Это обстоятельство и позволяет рассматривать процесс их формования в гидродинамическом приближении, хотя металлокерамическая шихта является скорее твердым телом, чем ньютоновской жидкостью. Названные материалы подвержены сдвиговому течению при движении в канале

инструмента, даже без поперечного обжатия. Поэтому представляет практический интерес проведение теоретических исследований экструзии порошковых материалов, имеющих коэффициент межчастичного трения больше коэффициента внешнего трения и вследствие этого не склонных к сдвиговому течению в канале инструмента.

Характер движения материала в канале инструмента (канал прессования) существенно зависит от вида канала и соотношения коэффициентов внешнего и межчастичного трения материала. В канале переменного сечения всегда будет иметь место сдвиговое течение материала. Поведение материала в канале постоянного сечения будет определяться соотношением коэффициентов внешнего и межчастичного трения.

В зависимости от соотношения коэффициентов внешнего и межчастичного трения формуемые материалы можно разделить на материалы, коэффициент внешнего трения которых больше коэффициента межчастичного трения, и материалы, коэффициент внешнего трения которых меньше коэффициента межчастичного трения.

Теоретический анализ процессов, происходящих при прессовании порошков, сопряжен со значительными математическими трудностями и поэтому невозможен без принятия некоторых упрощающих допущений. Первое – перемещение материала в канале постоянного сечения осуществляется без пластического течения. Второе – уплотнение материала в канале инструмента осуществляется преимущественно под действием напряжения, ориентированного вдоль канала [5].

Наблюдение за процессом формования порошковых материалов в канале не установило существенных различий в поведении сжимаемых и несжимаемых материалов. Это объясняется тем, что по мере перемещения сжимаемых материалов вдоль канала прессования их способность к изменению объема уменьшается и на выходе из канала становится минимальной. Т.е., свойства сжимаемых материалов, в частности плотность, при их перемещении к выходу из канала прессования приближаются к свойствам несжимаемых. Поскольку изменение плотности материала происходит под влиянием действующих в канале прессования напряжений, то сказанное выше может служить предпосылкой для принятия следующей гипотезы: напряженное состояние сжимаемых материалов в канале прессования подобно напряженному состоянию несжимаемых материалов [6].

Способ экструзии композиционных порошковых материалов позволяет создавать интенсивные сдвиговые деформации и получать изделия неограниченной длины (рис.1). В основу способа положено использование активных сил трения, благодаря которым создается необходимое давление [7-10].

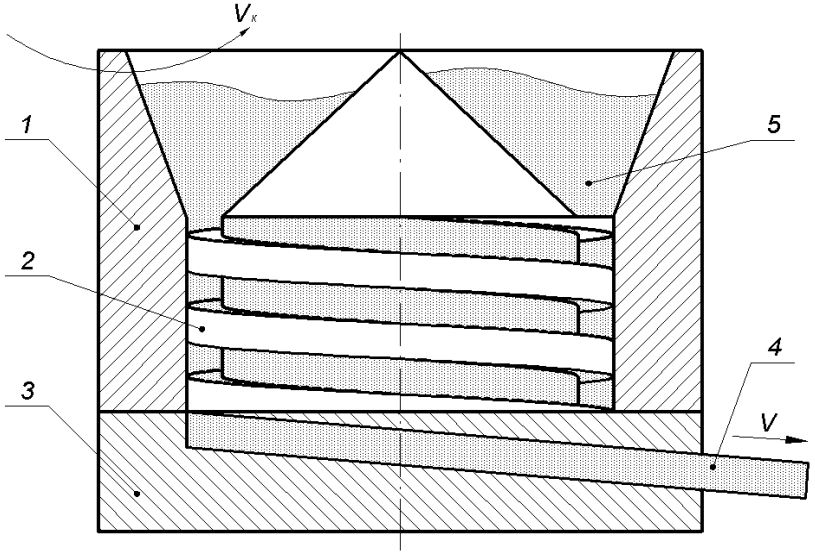


Рис.1. Схема непрерывного формования порошковых материалов
1 – корпус; 2 – инструмент; 3 – матрица; 4 – изделие; 5 – порошок;
$V_к$ – скорость перемещения, корпуса; V – скорость перемещения изделия

В соответствии с гипотезой о сходстве напряженного состояния сжимаемых и несжимаемых материалов анализ движения материала в канале инструмента проведем для несжимаемого материала. В системе координат, связанной с инструментом, план скоростей системы инструмент-материал-корпус в произвольной точке А канала имеет вид, показанный на рис. 2, где $\overline{V}$ – скорость перемещения материала; $\overline{V_к}$ – скорость перемещения корпуса; $\overline{V_{км}}$ – скорость перемещения корпуса относительно материала; φ – угол подъема винтовой линии инструмента; α – угол между векторами $\overline{V_к}$ и $\overline{V_{км}}$.

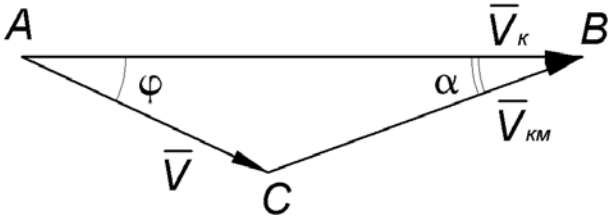


Рис.2. План скоростей системы инструмент-материал-корпус

Скорость перемещения материала $\overline{V}$ направлена вдоль канала и по абсолютной величине меньше $\overline{V_к}$, так как в системе инструмент-материал-корпус имеет место окружное проскальзывание материала относительно корпуса. О степени проскальзывания можно судить по величине коэффициента окружного проскальзывания

$$\eta = 1 - \frac{\omega}{\omega_К} = 1 - \frac{V}{V_К} \cdot \cos\varphi \qquad (1)$$

где ω – угловая скорость материала;

$\omega_к$ – угловая скорость корпуса.

В принятой системе координат при полном окружном проскальзывании материала относительно корпуса $V = 0$ и $\eta = 1$.

Верхнюю границу изменения скорости перемещения материала можно определить из анализа плана скоростей. Поскольку скорость перемещения материала из-за окружного проскальзывания всегда меньше скорости перемещения корпуса, то треугольник скоростей (рис. 2) не может быть равнобедренным. Угол между векторами $\overline{V}$ и $\overline{V_{км}}$ должен принимать значения большие 90°, так как в противном случае проекция силы трения материала по корпусу на направление движения была бы равна нулю (угол ВСА=90°) или имела бы направление противоположное движению материала (угол ВСА < 90°), что противоречит здравому смыслу.

Исходя из сказанного, диапазон изменения скорости перемещения материала в канале прессования определится следующим неравенством

$$0 \le V < V_к \cdot \cos\varphi \qquad (2)$$

Нетрудно заметить, что при максимальных значениях скорости перемещения материала, т.е. когда $V \to V_к \cdot \cos\varphi$, коэффициент окружного проскальзывания стремится к величине $\sin^2\varphi$. Т.о., аналитически определен диапазон изменения скорости и коэффициента окружного проскальзывания материала.

Высказанная гипотеза о сходстве напряженного состояния в сжимаемых и несжимаемых материалах в канале прессования позволяет получить уравнение распределения напряжений (3) в несжимаемом материале по длине канала прессования.

$$\sigma_z = p_0 \cdot e^{-A \cdot z} \qquad (3)$$

где A – коэффициент, зависящий от геометрии канала;

p_0 – давление на выходе из канала;

z – координата вдоль канала.

Согласно гипотезе о сходстве напряженного состояния в сжимаемых и несжимаемых материалах уравнение (3) будет справедливо и для сжимаемого материала. Своеобразие процесса непрерывного формования порошковых материалов состоит в том, что уплотнение материала в канале прессования осуществляется силами внешнего трения, среди которых преобладают активные. Перемещение материала вдоль канала прессования и его уплотнение в процессе этого перемещения свидетельствует о преобладании активных сил трения над пассивными. Поэтому для уплотнения материала в канале прессования будет справедливым уравнение Г.М.Ждановича, выведенное для идеального процесса прессования (т.е. без учета сил пассивного трения) [11], в форме, удовлетворяющей граничным условиям:

при $\rho = \rho_l$, $\sigma = \rho_l \cdot g \cdot h$

где ρ – текущая плотность материала;

ρ_l – плотность материала в зоне загрузки;

g – ускорение свободного падения;

h – глубина канала прессования.

$$\sigma = p_к \cdot \frac{\theta^n - \theta_l^n}{1-\theta_l^n} + \rho_l \cdot g \cdot h \qquad (4)$$

где $p_к$ – давление, необходимое для получения компактного материала;

θ – относительная текущая плотность материала;

θ_l – относительная плотность материала в зоне загрузки;

n – показатель степени.

Величина показателя степени n зависит от всех основных факторов, определяющих характер и особенности процесса прессования порошковых материалов, а его среднее «интегральное» значение составляет [11]

$$n = 1 + \frac{2}{1-\theta_l} \qquad (5)$$

Подставив в (4) уравнение (3) и преобразовав его, получим выражение для нахождения распределения плотности материала по длине канала прессования

$$\theta = \sqrt[n]{\left(\frac{p_o}{p_k} \cdot e^{-A \cdot z} - \frac{\rho_l \cdot g \cdot h}{p_k}\right) \cdot \left(1-\theta_l^n\right) + \theta_l^n} \qquad (6)$$

Длину канала l, необходимую для достижения на выходе из него давления p_o, определим из условия: при $z = l$ $\sigma_z = \rho_l \cdot g \cdot h$.

После подстановки значений σ_z и z в уравнение (3) и его логарифмирования, получим

$$l = \frac{1}{A} \cdot \ln \frac{p_o}{\rho_l \cdot g \cdot h}. \qquad (7)$$

Длину канала l_ρ, необходимую для получения на выходе из него требуемой плотности материала ρ, можно определить из выражения (4)

$$l_\rho = \frac{1}{A} \cdot \ln \frac{p_o}{p_к \cdot \frac{\theta^n - \theta_l^n}{1-\theta_l^n} + \rho_l \cdot g \cdot h}. \qquad (8)$$

Проведение исследований распределения плотности материала по длине канала заключалось в разборке сборного корпуса устройства и взятии проб уплотненного материала из канала прессования с последующим определением плотности методом гидростатического взвешивания. Плотность пористого тела определяли двукратным взвешиванием – сначала на воздухе, а затем в дистиллированной воде. При первом взвешивании определяли массу тела, а по разности результатов обоих взвешиваний – его объём.

Экспериментальное исследование распределения напряжения и плотности материала по длине канала при формовании ультрадисперсных композиционных порошковых материалов на основе железа и меди показывает, что распределения имеют экспоненциальный характер (рис. 3 и 4). Если всю длину канала условно разделить на три части, то примерно на первых двух частях, начиная от зоны загрузки, напряжение σ_z в канале почти не изменяется (рис. 3). На последней трети длины напряжение начинает быстро возрастать, достигая максимума на выходе из канала. Этому явлению можно дать следующее объяснение.

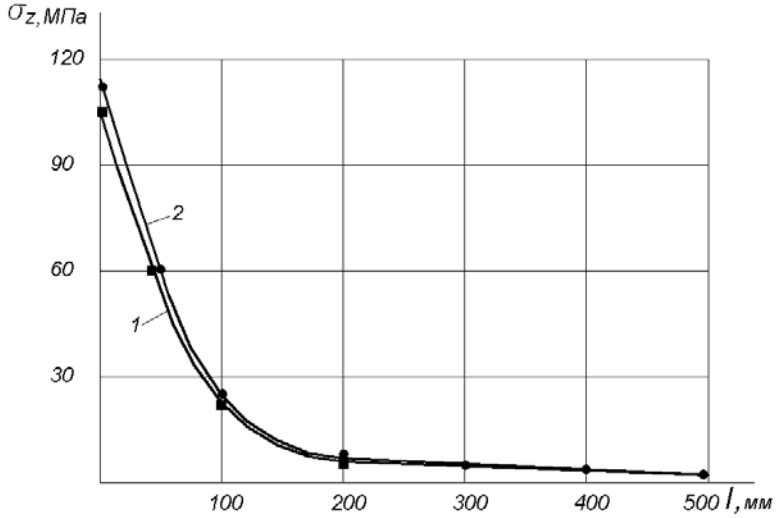


Рис. 3. Распределение напряжения в материале по длине канала прессования:
1 – ультрадисперсный композиционный порошок на основе железа;
2 – ультрадисперсный композиционный порошок на основе меди

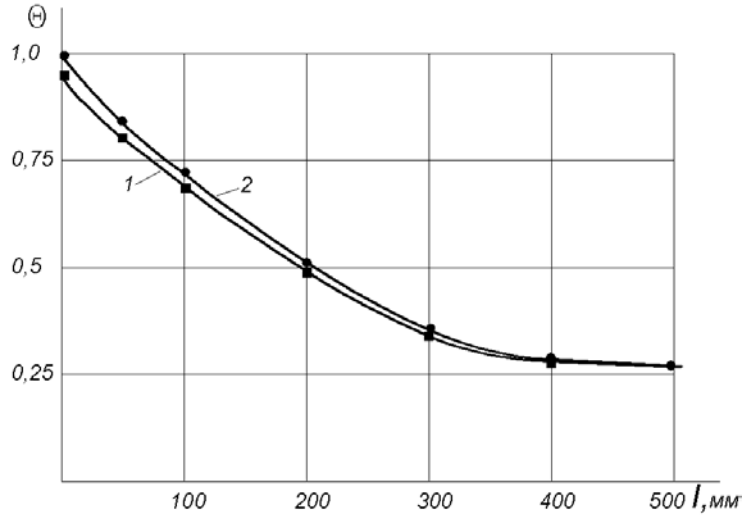


Рис. 4. Распределение плотности в материале по длине канала прессования:
1 – ультрадисперсный композиционный порошок на основе железа;
2 – ультрадисперсный композиционный порошок на основе меди

На материал в канале прессования действует сила сопротивления выдавливанию со стороны матрицы. Эта сила принимает максимальное значение на входе в коническую зону матрицы, т.е. на выходе из канала. Соответственно в этом месте действующее в материале напряжение (давление) будет максимальным. Известно, что давление в порошковой среде лучше всего передается в направлении вызывающей его силы, что и наблюдается. Уменьшение напряжения вдоль канала связано с преодолением внешнего трения материала.

Изменение плотности материала θ в канале прессования имеет принципиально тот же характер, что и изменение напряжения (рис. 4). Однако увеличение плотности материала происходит более плавно, чем рост напряжения. Это свидетельствует о том, что уплотнение

материала начинается уже при незначительном увеличении напряжения. Установлено, что в большинстве случаев материал на выходе из канала имеет состояние близкое к беспористому (95 – 100%). При сравнении экспериментальных и расчетных результатов распределения плотности обнаруживается некоторое расхождение их значений, нарастающее к выходу канала. В некоторых случаях результаты расчетов превышают экспериментальные данные на 8%. Это обстоятельство объясняется, по-видимому, приближенным значением показателя степени в уравнении (5), которое принимается равным среднеинтегральному.

Исследование распределения напряжения по длине канала позволяет оценить влияние длины канала на возможность осуществления процесса [2, 12]. Эксперименты проводились при различной длине канала. Если длина канала меньше расчетной, полученной по формуле (7), то процесс формования становится невозможным по следующей причине: напряжение в материале в зоне загрузки больше по величине давления от силы тяжести свободно подаваемого материала. Вследствие этого, уменьшение длины канала возможно только при наличии механизма принудительной подачи материала, позволяющего развивать на входе в канал прессования необходимое давление. Теоретическое исследование распределения плотности материала позволяет управлять плотностью изделий на выходе из канала прессования. Полученные выражения создают предпосылки для возможности формования изделий из композиционных порошковых материалов с заданной плотностью.

Список литературы

1. Пятов В.В. Теоретические и технологические основы холодной экструзии порошковых материалов. Витебск: УО «ВГТУ», 2002, 232с.
2. Красновский А.Н. Научно-технологические основы экструзии композиционных материалов. Основы, концепции, методы. Saarbrucken: «LAP LAMBERT Academic Publishing», 2012, 58с.
3. Фролов Ю.Г. Курс коллоидной химии: поверхностные явления и дисперсные системы. – М.: Химия, 1982. 400 с.
4. Кошляк Л.Л., Калиновский В.В. Производство изделий строительной керамики. – М.: Высшая школа, 1979. 191 с.
5. Григорьев С.Н., Красновский А.Н. Разработка теории непрерывного формования изделий из ультрадисперсных композиционных порошковых материалов // Вестник МГТУ Станкин.– №1, 2011. – с. 12-16.
6. Grigoriev S. N., Krasnovskii A. N. A Study of the process of continuous forming of nanocrystalline composite powders // Metal Science and Heat Treatment, 2012, V. 54, No. 1-2. P. 13-16.
7. Григорьев С.Н., Красновский А.Н. Энергосиловые параметры процесса формования порошковой проволоки для напыления наноструктурных покрытий // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. № 3. С. 34-36.
8. Григорьев С.Н., Красновский А.Н. Процесс непрерывного формования ультрадисперсных порошковых материалов для получения длинномерных изделий // Технология металлов. 2011. № 5. С. 30-34.
9. Григорьев С.Н., Красновский А.Н. Исследование триботехнических характеристик ультрадисперсных композиционных порошковых материалов // Трение и износ. 2011. Т.32. №3. С. 229 – 232.
10. S. N. Grigoriev, A. N. Krasnovskii. Study of the Triboengineering Characteristics of Ultradispersed Composite Powder Materials // Journal of Friction and Wear. 2011. Vol. 32. No. 3. P. 164-166.
11. Жданович Г.М. Теория прессования металлических порошков. М.: Металлургия, 1969. 264 с.
12. Grigoriev S. N., Krasnovskii A. N. Distribution of the density of material in the pressing channel in continuous forming of nanocrystalline composite powders // Metal Science and Heat Treatment. 2012. V. 54. No. 3-4. P. 135-138.

УДК 62:9.122.004.621.434

РАЗВИТИЕ УСТАЛОСТНЫХ ТРЕЩИН В СПЛАВАХ АК4-1 и ВТ3 ПРИ НЕРЕГУЛЯРНОМ НАГРУЖЕНИИ

THE DEVELOPMENT OF THE FATIGUE CRACKS IN AK4-1 AND VT3 ALLOYS UNDER IRREGULAR LOADING

Лебединский С.Г. к.т.н., Москвитин Г.В. д.т.н., проф.
(ИМАШ РАН, г.Москва, Россия)

Приведены результаты экспериментальных исследований задержки развития усталостных трещин в сплавах АК4-1 и ВТ3 при растягивающих перегрузках.
Усталостные трещины, закономерности развития, растягивающие перегрузки.

Results of pilot studies are given of an arrest of development of fatigue cracks in alloys AK4-1 and VT3 at stretching overloads.
Fatigue cracks, regularities of development, stretching overloads.

Исследования закономерностей развития усталостных трещин в конструкционных материалах при нестационарном циклическом нагружении показывают, что растягивающие перегрузки оказывают на скорость роста трещин существенное влияние [1,2]. Степень этого влияния у различных материалов разная.

Для оценки возможности увеличения ресурса гидрофильтров высокого давления технологическими перегрузками проведены экспериментальные исследования влияния перегрузочных циклов на задержку развития сквозной трещины в сплавах АК4-1 и ВТ3.

Образцы вырезались из заготовки стакана фильтра, как показано на рис.1 и доводились по специальной технологии, разработанной в УАО «Гидравлика», до формы стандартного компактного образца для внецентренного растяжения (тип С(Т)) размером 120х125 мм. и номинальной толщиной 9 мм..

Экспериментальные исследования проводились на электрогидравлической испытательной установке с замкнутой системой управления (максимальное усилие 200Кн) циклической нагрузкой. В систему управления и регистрации параметров испытаний был введен измерительно-вычислительный комплекс на базе персонального компьютера. Изменение длины трещины под воздействием циклической нагрузки определялось визуально с помощью оптического микроскопа МБС-9. Для более точного определения положения вершины трещины поверхность образца полировалась и на нее наносилась размерная сетка с шагом 1 мм с помощью алмазного резца на инструментальном микроскопе. Положение вершины трещины между рисками определяли с помощью индикатора часового типа, установленного на подвижной траверсе микроскопа. Точность измерения при этом составила ±0,01 мм. При проведении эксперимента определялся ряд значений интервалов длины трещины и соответствующее количество циклов нагружения. По полученным данным определялась скорость роста трещины V и соответствующие значения амплитуды коэффициента интенсивности напряжений (КИН) - ΔK.

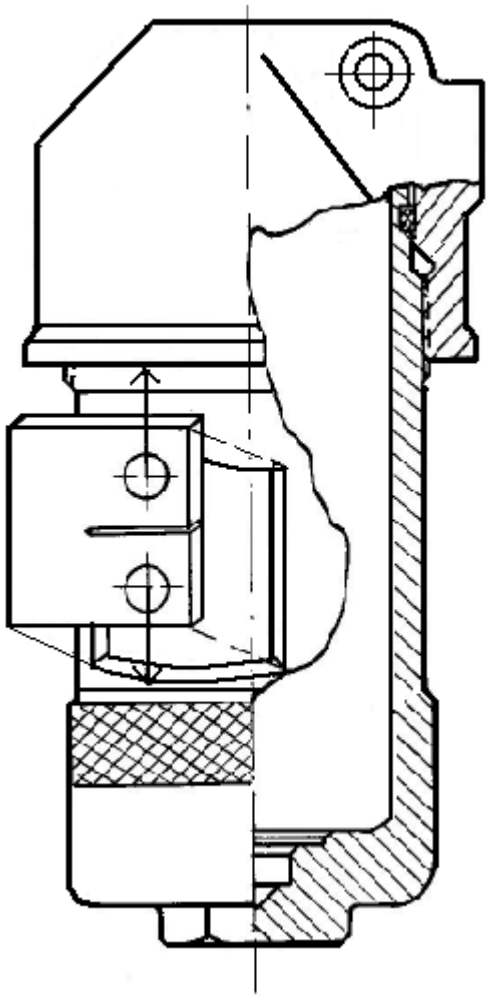


Рис.1 Схема вырезки образца из фильтра высокого давления.

Скорость роста усталостной трещины определяли как угол наклона прямой, соединяющей две соседние экспериментальные точки в зависимости «длина трещины-число циклов нагружения» (метод секущей). Образцы нагружали циклической нагрузкой синусоидальной формы с частотой 10 Гц. Испытания проводились при нормальных комнатных условиях. Коэффициент асимметрии циклов нагружения перегрузочных циклов и основного уровня нагружения R=0,1. Исследование сплава ВТ3 велось при нагрузках приблизительно на 20% выше, чем сплава АК4-1, предполагая, что первый будет использоваться в системах с более высоким давлением, чем сплав АК4-1.

Испытания проводились при трех режимах нагружения.

1-й режим:

величины перегрузок и основной нагрузки по коэффициенту интенсивности для сплава АК4-1 имели следующие значения: $K_{max}^{п}$ =23,3 ; 26,15; 29,1 МПа√м , основная нагрузка: ΔК=12,4 ; 13,9; 15,5 МПа√м. Их сочетание выбиралось так, чтобы степень перегрузки имела величины: $Q=K_{max}^{п}/K_{max}$ =1,5; 1,7; 1,9.

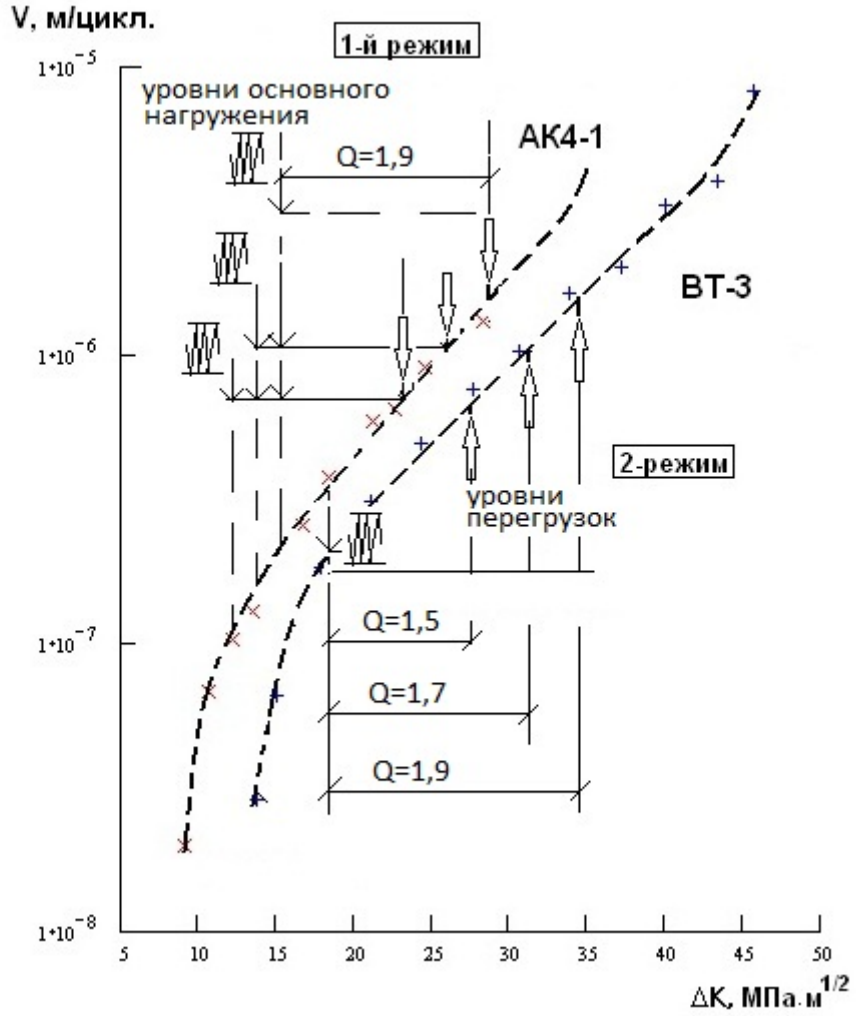


Рис.2 Диаграммы усталостного разрушения сплавов АК4-1 и ВТ3 с соответствующими по КИН областями перегрузок и основного уровня нагружения для режимов нагружения 1 и 2.

2-й режим:

величины перегрузок для сплава ВТ3: $K_{max}^{п}$ =28 до 34,8 МПа√м, уровень основной нагрузки не изменялся и был равен: ΔК=18,6 МПа√м, что соответствует изменению величины перегрузки Q=1,5 …1,9. Выбранные интервалы режимов нагружения показаны на диаграммах усталостного разрушения для этих сплавов (рис.2).

3-й режим:

был выбран для обоих сплавов одинаковым. Перегрузка: $K_{max}^{п}$ =28 МПа√м и уровень основной нагрузки изменялся в интервале от ΔК=14,7 до 21,7 МПа√м (Q=1,3 только для ВТ-3); 1,5; 1,7; 1,9). В этом случае интервал изменения уровня основной нагрузки был выбран таким, что он охватывал участок диаграммы усталостного разрушения сплава ВТ3 резкого снижения скорости (рис.3).

На рис.4 представлены зависимости числа циклов задержки трещины Nd от величины степени перегрузки Q для первого (АК4-1) и второго (ВТ3) режимов нагружения. Задержка трещины в сплаве АК4-1 существенно больше.

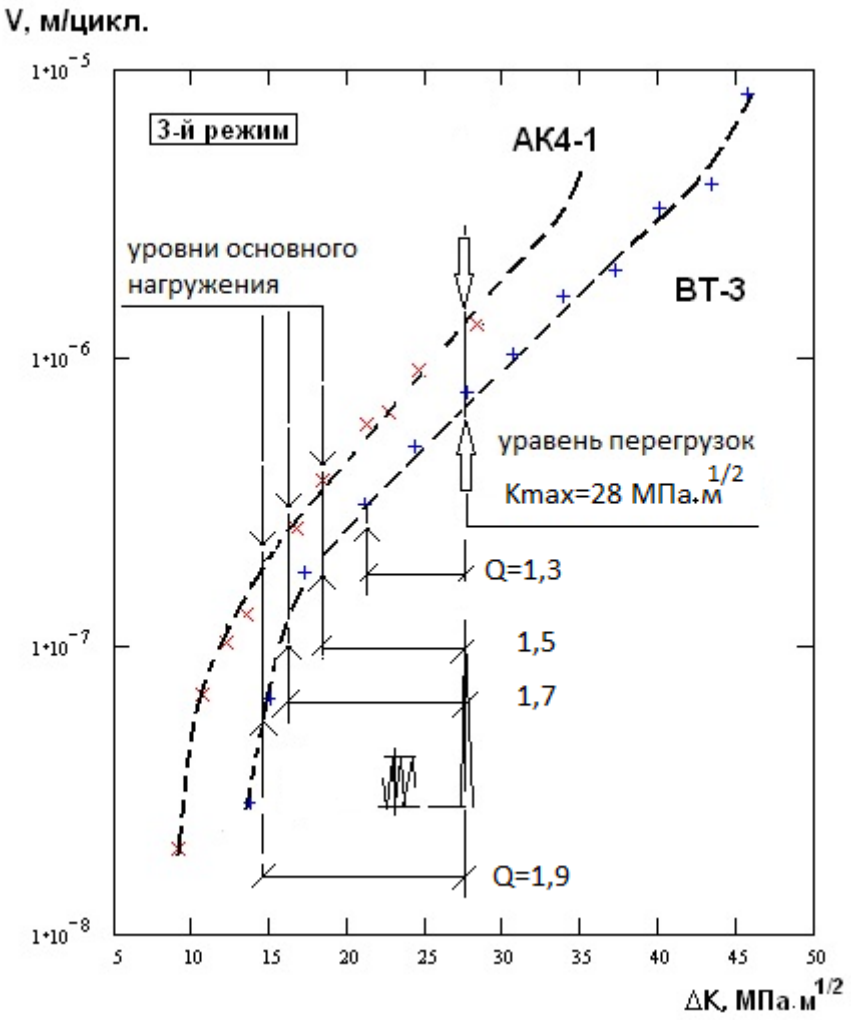


Рис.3 Диаграммы усталостного разрушения сплавов АК4-1 и ВТ3 с соответствующими по КИН областями перегрузок и основного уровня нагружения для 3-го режима нагружения.

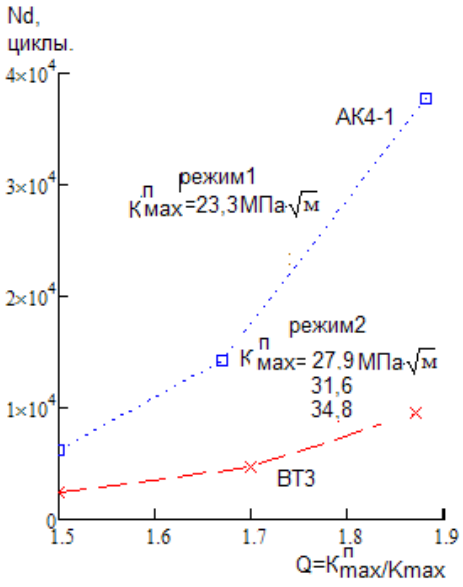


Рис.4 Зависимости числа циклов задержки трещины Nd от величины перегрузки Q для первого (АК4-1) и второго (ВТ3) режимов нагружения.

На рис.5 представлены экспериментальные данные для третьего режима испытаний. При переходе по диаграмме разрушения для сплава ВТ3 на участок резкого уменьшения скорости задержка резко возрастает и приближается к сплаву АК4-1.

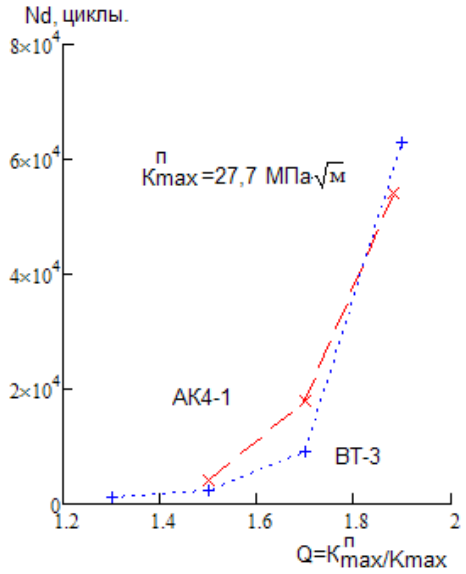


Рис.5 Зависимости числа циклов задержки трещины Nd от величины перегрузки Q для третьего режима нагружения.

На основании результатов проведенных экспериментальных исследований следует, что при предполагаемых эксплуатационных условиях, когда уровень нагрузки для фильтров из сплава ВТ3 на 20% выше, чем для фильтров из сплава АК4-1 и режимы нагружения для того и другого сплава соответствуют линейным участкам их диаграмм усталостного разрушения, то эффект торможения развития усталостных трещин для сплава ВТ3 существенно ниже. В тоже время, при одинаковых условиях нагружения и сочетании разных участков диаграмм усталостного разрушения (режим 3), задержки развития усталостных трещин от растягивающих перегрузок в сплавах ВТ3 и АК4-1 будут близкими. Эти особенности необходимо учитывать при выборе материала, когда ресурс конструкции в значительной степени определяется условиями ее усталостной живучести.

Список литературы

1. Когаев В.П., Махутов Н.А.,Гусенков А.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. М. Машиностроение.1985. 223 с.
2. Когаев В.П., Лебединский С.Г. Развитие усталостных трещин в области влияния перегрузок // Проблемы прочности. 1985. № 11 С. 35-41

УДК 539.4

РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МЕТОДА ПРОГРАММИРУЕМОГО ОБРЫВА ЛОПАТОК ГТД ПРИ ИСПЫТАНИЯХ КОРПУСОВ НА НЕПРОБИВАЕМОСТЬ

Лепешкин А.Р., д.т.н., Бычков Н.Г., к.т.н., Ваганов П.А.
(ЦИАМ им. П.И. Баранова, г. Москва)

Предложен недорогой и эффективный метод дополнительного нагружения сечения, по которому осуществляется обрыв лопатки. Программируемый метод обрыва лопатки заключается в перераспределении напряжений в заданном сечении лопатки при дополнительном ее термическом нагружении и в обеспечении квазихрупкого разрушения лопатки по указанному ее сечению на заданной частоте вращения ротора. Проведено расчетное моделирование обрыва лопатки. Предложенный метод программируемого обрыва лопатки был использован при проведении испытаний на непробиваемость корпуса вентилятора авиационного двигателя на разгонном стенде.
Ключевые слова: *лопатка, корпус, испытание, метод, обрыв, напряжения, разгонный стенд*

The inexpensive and effective method of additional loading section is offered. The programmable method of blade breakage consists in redistribution of stresses in the set section of blade at additional thermal loading and in maintenance of quasi-fragile destruction of blade on specified section on the set frequency of rotation of a rotor. The calculated modelling of breakage of blade is carried out. The offered method of programmable breakage of blade has been used at carrying out of test containment fan casing of the aviation engine on the spin rig.
Keywords*: blade, casing, test, method, breakage, stresses, spin*

Нормативные технические документы по авиационным двигателям содержат требования об обязательной локализации в корпусах двигателя фрагментов, образующихся при разрушении рабочих лопаток турбомашин. Данные требования содержатся в действующих отечественных (нормы прочности, нормы летной годности АП33, АП-ВД) и зарубежных (TSO-077b, FAR33, CS-APU, CS-E и др.) нормативных технических документах.

Обеспечение и экспериментальное подтверждение соответствия этим требованиям связаны с большими затратами времени и средств. Поэтому значительное количество работ посвящено разработке подходов к расчетной оценке непробиваемости корпусов [1, 2 и др.] на основе использования эмпирических соотношений или современных программных комплексов, в частности, MSC Dytran или DYNA. Предложено также много конструктивных решений, направленных на обеспечение непробиваемости корпусов фрагментами лопаток, как за счет использования легких лопаток, так и на основе применения специальных конструкций «жестких» или «податливых» корпусов. Однако из-за сложности прогнозирования траектории оборвавшейся лопатки, условий и последствий взаимодействия этой лопатки с другими деталями двигателя в настоящее время не удается обойтись без испытаний на непробиваемость корпусов двигателя при обрыве лопатки. В частности, почти в каждой программе сертификации двигателя предусматривается проведение испытаний с обрывом рабочей лопатки вентилятора. Однако в течении десятилетий вопросы надежного управляемого обрыва лопатки для получения достоверной оценки корпусов на непробиваемость не решены.

Экспериментальная проверка корпусов авиационных двигателей на непробиваемость является одной из важнейших задач по обеспечению безопасности полетов. При обрыве лопатки двигателя на самолете возможны серьезные повреждения планера, обрыв подвески двигателя, пожар и т. д., вызывающие тяжелые последствия.

Нормативными техническими документами требуется, чтобы такое испытание было проведено при обрыве лопатки в требуемом сечении на предельно допустимой в

эксплуатации частоте вращения ротора. Вместе с тем, в нормативных технических документах отсутствуют рекомендации по технологии обрыва лопатки, обеспечивающей выполнение этих требований, а используемые на практике методы обрыва лопатки (чаще всего с использованием взрыва) имеют серьезные недостатки.

Известно несколько способов обеспечения обрыва лопатки на заданной частоте вращения.

Самый известный из них состоит в том, что заданное для разрушения сечение ослабляется многократно до тех пор, пока на контрольных оборотах не произойдет обрыв лопатки [3]. Этот метод трудоемок, ненадежен и практически не применяется.

В работе [4] для имитации обрыва лопатку отрезали на рабочих оборотах электродами. При этом методе лопатка может оборваться с неполной массой. Кроме, того может произойти обрыв нескольких лопаток. Поэтому данный метод имеет сложности в его применении.

Известен также способ отделения профильной части рабочей лопатки с помощью взрыва [5, 6]. Указанный способ имеет ряд существенных недостатков, к главным из которых относятся следующие: лопатке при взрыве сообщается дополнительная энергия неопределенного направления и величины в результате чего либо она пробивает, либо не пробивает корпус в условиях, несоответствующих реальным. При этом невозможно дать объективную оценку прочности корпуса как в случае его разрушения, так и в случае его непробиваемости. Вес отделяемой части лопатки может измениться. Кроме того, сложно учесть влияние разброса силы взрыва и момента взрыва каждого заряда на процесс обрыва лопатки на вращающемся объекте. В случае использования ослабленного заряда, не завершающего полного отделения всей лопатки, нагруженной центробежными силами, обрыв сразу обеих стенок замка произойти не может. После обрыва одной из стенок лопатка сразу наклонится в противоположную сторону под действием центробежных сил и импульса силы от давления пороховых газов. Поэтому удар оборвавшейся лопатки о корпус может не соответствовать требованиям нормативных документов. Вероятность пожара при осуществлении этого способа на двигателе высока. Способ требует длительной подготовки и весьма трудоемок. Также имеются трудности в организации испытаний. Подготовка испытаний требует особых организационных мер и мер безопасности, учитывающих использование взрывчатых веществ, а также наличия специально подготовленного персонала. Более того, требования по отрыву в районе замка делают вероятным повреждение диска, на котором крепится лопатка, при взрыве. Решение о прочности корпуса и необходимых мерах его усиления трудно обосновать при использовании данного способа.

В данной работе впервые разработана и успешно реализована методология программируемого обрыва рабочих лопаток вращающегося ротора на заданной частоте вращения без использования взрыва. Авторами предложен новый метод и его модификации для программируемого дополнительного нагружения лопаток после выхода ротора на заданную частоту вращения [7-8]. Разработанный метод можно применять при проверке корпусов любых роторных машин, газотурбинных и энергетических установок и двигателей. Суть предложенного метода обрыва лопатки заключается в перераспределении напряжений в заданном сечении лопатки при дополнительном ее термическом нагружении (от встроенного электронагревателя в замке лопатки) и в обеспечении квазихрупкого разрушения лопатки по указанному ее сечению на заданной частоте вращения ротора. Проведено расчетное моделирование натурной лопатки в поле центробежных сил и программируемого обрыва доработанной лопатки с использованием метода конечных элементов. Выполнены экспериментальные исследования управляемого обрыва лопаток на испытательных машинах и разгонном стенде.

В отличие от метода обрыва лопатки с помощью взрыва разработанный авторами метод имеет следующие достоинства:

- обеспечивает возможность локального увеличения нагрузки в подрезанном сечении лопатки вплоть до её разрушения на требуемой частоте вращения;

- исключает действие в момент удара лопатки по корпусу дополнительных сил;
- обеспечивает разрушение лопатки до выбора зазора между лопаткой и корпусом вентилятора на разрушающих частотах вращения;
- обеспечивает сохранение требуемой массы отделяемой лопатки.

Управление обрывом лопатки на заданной частоте вращения ротора проводились путем снижения прочностных свойств материала, за счет нагрева среднего участка ослабленного сечения любого вида замкового соединения. Масса отделяющейся части лопатки при этом не уменьшается.

В ослабленном сечении лопатки образованы три несущих участка: у входной кромки, в средней части и у выходной кромки.

Для обрыва роторной лопатки на требуемой частоте вращения в заданном сечении это сечение ослаблялось до получения запаса несущей способности по силе $n \approx 1{,}4 \div 1{,}5$ при $T = 20$ °C.

Электрический нагреватель размещался в призамковой части лопатки. Проектирование производилось из условия исчерпания несущей способности от действия центробежной силы во время нагрева хотя бы одного из трех участков ослабленного сечения.

При достижении температуры 400 °C на наружной поверхности нагреваемого среднего участка ослабленного сечения нагруженной лопатки расчетные упругие напряжения на входной и выходной кромках значительно превышали предел прочности.

Проверка предлагаемого способа управления обрывом рабочей лопатки проводилась на испытательной машине. Каждая лопатка устанавливалась в захватах и нагружалась растягивающей нагрузкой. Максимальная растягивающая нагрузка, вызвавшая разрушение лопатки без нагрева среднего участка, составила 18700 кГ. Остальные лопатки нагружались растягивающей нагрузкой 13000 кГ, имитирующей центробежную силу при заданной частоте вращения ротора (n= 10850 об/мин.). Далее включалось питание электронагревателя. Во время разогрева среднего участка, температура которого контролировалась с помощью термопары, растягивающая нагрузка поддерживалась постоянной. Обрыв этих трех лопаток происходил при достижении температуры на наружной поверхности среднего участка равной 300, 350 и 380 °C соответственно.

Для расчетного проектирования доработки этой лопатки проведены расчеты с использованием метода конечных элементов. Результаты расчёта изменения запаса прочности лопатки и напряженного состояния при повышении температуры среднего участка лопатки приведены на рис. 1.

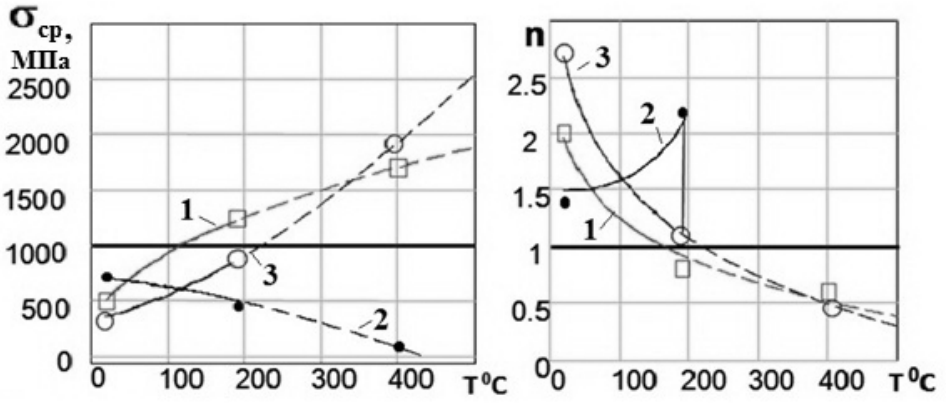


Рис. 1. Изменение средних напряжений $\sigma_{ср}$ и запасов прочности n в зависимости от температуры: 1 – участок у входной кромки, 2 – средний участок, 3 - участок у выходной кромки

На рис. 1 показано изменение средних напряжений $\sigma_{ср}$ и запасов прочности на трех участках в ослабленном сечении лопатки при повышении температуры среднего участка до 500 °C. При достижении температуры 200 °C запас прочности среднего участка лопатки

снижается до 1 и большая часть центробежной нагрузки прикладывается к участкам на кромках лопатки. В результате данные участки обрываются, а затем обрывается и средний участок. Рассмотренный механизм обрыва с учетом перераспределения напряжений в ослабленном сечении лопатки был подтвержден при испытаниях лопаток на испытательной машине и на разгонном стенде.

Разработанный метод управления оказался весьма эффективен. Он был внедрен при проверке непробиваемости корпуса вентилятора на разгонном стенде.

Приведены результаты сертификационных испытаний на непробиваемость корпуса вентилятора двигателя маневренной авиации при управляемом обрыве рабочей лопатки 1-ой ступени вентилятора разработанным методом.

Испытания проводились в ЦИАМ на разгонном стенде. На рабочем колесе 1 ступени вентилятора были установлены штатные лопатки и одна лопатка с ослабленным сечением и устройством обрыва (рис. 2). Обрываемая лопатка после установки нагревателя в выполненный в ней паз окрашивалась с двух сторон по разным специальным схемам. По другой специальной схеме окрашивалась и последующая лопатка.

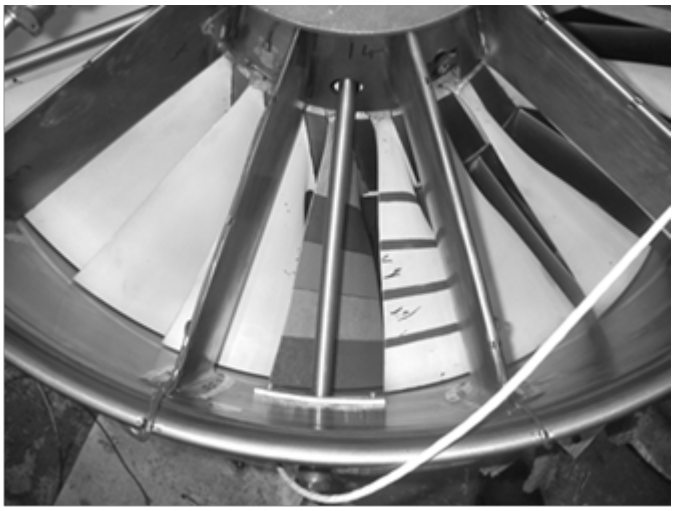


Рис. 2. Корпус вентилятора двигателя с подготовленной лопаткой

Отбалансированный ротор и корпус вентилятора, препарированный тензодатчиками и термопарами, были установлены в разгонной камере (рис. 3).



Рис. 3. Корпус двигателя с подготовленной лопаткой на разгонном стенде

Вокруг корпуса был смонтирован тонкий алюминиевый цилиндрический экран для определения уровня кинетической энергии фрагментов оборвавшейся лопатки в случае разрушения корпуса. Испытательная камера вакуумировалась до давления 0,05ата. Питание нагревателя осуществлялось через контактный токосъемник с ртутными кольцами (РТО-32).

Во время испытаний проводилась запись вибраций и температур и корпуса, узла опоры и подшипниковых узлов вентилятора.

Обрыв лопатки произошел на заданной частоте вращения диска 11050 об/мин. Лопатка разрушилась в требуемом сечении при достижении температуры на поверхности лопатки над нагревателем 190 °С. Ротор вентилятора после испытаний представлен на рис. 4.



Рис. 4. Ротор вентилятора после испытаний

Испытания корпуса вентилятора на непробиваемость проведены с применением разработанного программируемого метода. В результате осмотра объекта испытаний были обнаружены повреждения корпуса вентилятора с трещинами: основная и сопутствующая (рис. 5).



Рис. 5. Корпус вентилятора после испытаний

Максимальное выпучивание корпуса в радиальном направлении 35 мм. В контрольном экране разгонного стенда следов вылета лопатки не обнаружено.

Оборвавшаяся лопатка удержана корпусом. В контрольном алюминиевым экране, установленном вокруг корпуса, следов пролета фрагментов оборвавшейся лопатки не обнаружено.

Проведенные испытания на непробиваемость корпуса вентилятора на разгонном стенде показали эффективность управления обрывом лопатки в заданном сечении на требуемой частоте вращения.

ВЫВОДЫ

1. Разработан оригинальный метод программируемого обрыва лопатки турбомашины, позволяющий без использования взрыва и без выборки зазора обеспечить разрушение

лопатки в заданном сечении при требуемой частоте вращения ротора и провести испытания корпуса на непробиваемость.

2. На основе экспериментальных исследований выбран наиболее технологичный и дешевый метод обрыва лопатки путем перераспределения напряжений и снижения прочностных свойств материала за счет местного разогрева ослабленного сечения лопатки.

3. Экспериментальная проверка разработанного метода управления обрывом лопатки на испытательной машине показала снижение её несущей способности в результате дополнительного нагружения более чем на 40-50%.

4. Разработанный метод был внедрен при испытаниях на непробиваемость корпуса вентилятора двигателя при активном управлении обрывом роторной лопатки на разгонном стенде.

5. Предложенный метод программируемого обрыва лопаток можно применять при проверке корпусов роторных машин, газотурбинных и энергетических установок и двигателей на непробиваемость.

Список литературы

1. Москвитин О.А., Б.Ф. Шорр. Пространственное моделирование процесса пробивания корпусных элементов двигателя оборвавшимися деталями // Тезисы докладов XXVIII Международного НТС по проблемам прочности двигателей. М.: 2002. С. 60-61.
2. Придорожный Р.П., Шереметьев А.В., Зиньковский А.П. Расчетное определение последствий обрыва фрагмента лопатки на повреждения рабочего колеса и корпуса газотурбинного двигателя // Вестник двигателестроения. 2009. № 2. С. 42-45.
3. Mohamed N.A., Timm Moffat. A design methodology for Fan Blade-off Based on Structural Failure / N.A. Mohamed, Timm Moffat. // Papes ISABE. Canada. 2009. P. 1-6.
4. Баженов В.Г., Тростенюк Ю.И., Захаров В.К. Универсальный разгонный стенд для повторно-статических испытаний крупногабаритных элементов ротора // Проблемы прочности. 1988. № 9. С. 114-116.
5. BR715 clears last certification hurdle before 717 flight // Flight. 1998. 15-21/VII. V. 154. 4634. P.12.
6. Патент РФ № 2279047 Способ испытания корпуса на непробиваемость и устройство для его реализации / В.З. Каримов, А.Н. Кремлев, Ю.Л. Саков и др. - Бюл. № 18, 2006.
7. Патент РФ № 2176389. Способ испытаний корпуса на непробиваемость и устройство для его осуществления / А.Р. Лепешкин, Н.Г. Бычков. - Бюл. № 33, 2001.
8. Патент РФ № 2371692 Способ испытания корпуса на непробиваемость и устройство для его реализации /А.Р. Лепешкин, Н.Г. Бычков, Ю.А. Ножницкий. - Бюл. № 30, 2009.

УДК 621.9.06

УТОЧНЁННЫЙ РАСЧЁТ ДЕФОРМАЦИЙ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА С ЗАГОТОВКОЙ, УСТАНОВЛЕННОЙ В ПАТРОНЕ И ЗАДНЕМ ЦЕНТРЕ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ С РАЗНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ПРИВОДА ВРАЩЕНИЯ ШПИНДЕЛЯ

REVISED CALCULATION DEFORMATIONS SPINDLE WITH THE WORKPIECE, INSTALLED IN THE CARTRIDGE AND THE TAILSTOCK AND THEIR INFLUENCE ON MACHINING ACCURACY WITH A DIFFERENT ARRANGEMENT OF SPINDLE ROTATION DRIVE

Лизогуб В.А. д.т.н.
(Московский Государственный университет приборостроения и информатики, Москва, РФ)

В работе рассматривается уточненный метод расчетной оценки выбора элементов режимов резания исходя из допустимой по точности обработки силы резания при разработке технологического процесса обработки деталей и их регулирование в процессе обработки на станках с ЧПУ исходя из допуска на обработанную поверхность.

Ключевые слова; *точность обработки; шпиндельный узел; упругие перемещения; станки с ЧПУ; коррекция программ.*

In work the specified method of a settlement estimation of a choice of elements of modes of cutting proceeding from admissible on accuracy of processing of force of cutting is considered by working out of technological process of processing of details and their regulation in the course of processing on tanks with numerical programmed control descending from the admission on the processed surface.

Keywords; *accuracy of processing; a spindle block; elastic conveyances; machine tools with numerical programmed control; correction of programs.*

В работе рассматривается расчетный метод оценки влияния деформаций шпиндельного узла с опорами (ШУ), приспособления и заготовки, установленной в патроне и заднем центре (токарные станки), на погрешность обработки с разным приводом шпинделя.

Радиальное упругое перемещение $У_с$ точки приложения силы резания на заготовке можно выразить при установке заготовки в патроне и заднем центре

с приводом шпинделя от разгруженного шкива или электрошпинделя

$$У_с = У_{шп(F)} + У_{оп(F)} + У_{пц} + У_{заг}; \quad (1)$$

с приводом шпинделя, расположенным между опорами

$$У_с = У_{шп(F)} + У_{шп(Q)} + У_{оп(F)} + У_{оп(Q)} + У_{пц} + У_{заг}; \quad (2)$$

с приводом, расположенным на заднем конце шпинделя

$$У_с = У_{шп(F)} + У_{шп(Q')} + У_{оп(F)} + У_{оп(Q')} + У_{пц} + У_{заг}; \quad (3)$$

где $У_{шп(F)}$ - упругое перемещение вследствие податливости шпинделя от действия силы резания Fzy;

$У_{шп(Q)}$ - упругое перемещение вследствие податливости шпинделя от действия силы Q от приводного зубчатого колеса, расположенного между опорами;

$У_{оп(F)}$ - упругое перемещение шпинделя от действия силы резания Fzy вследствие податливости опор;

$У_{оп(Q)}$ - упругое перемещение шпинделя от действия силы Q от приводного зубчатого колеса, расположенного между опорами, вследствие податливости опор;

$У_{шп(Q')}$ - упругое перемещение вследствие податливости шпинделя от действия силы Q' от приводного шкива или зубчатого колеса, расположенного на заднем конце шпинделя;

$У_{оп(Q')}$ - упругое перемещение шпинделя от действия силы Q' от приводного шкива или зубчатого колеса, расположенного на заднем конце шпинделя, вследствие податливости опор.

$У_{пц}$ – упругое перемещение вследствие податливости патрона и заднего центра;

$У_{заг}$ – упругое перемещение вследствие податливости заготовки.

Перемещение Ушп(F) находим согласно [1,2] приняв Z = 0 считая, что опоры абсолютно жёсткие, а перемещение происходит только за счет изгиба шпинделя решением интеграла Мора по правилу Верещагина перемножением эпюр изгибающих моментов MF и M1 с учётом защемляющего момента в передней опоре M = εFa

$$Yшп(F) = F\left[\frac{a^3}{3EI_2} + \frac{[a(1-\varepsilon)]^2 l}{3EI_1}\right]; \qquad (4)$$

или $Y_{ШП(F)} = F \cdot A$

где F = $F_{Z,Y} = \sqrt{F_Z + F_Y}$ - силы резания;

E – модуль упругости материала шпинделя;

a – длина переднего конца шпинделя;

l – расстояние между опорами шпинделя;

$I_1, I_2,$ – приведенные осевые моменты инерции межопорной части и переднего конца шпинделя;

ε – коэффициент, учитывающий действие защемляющего момента в передней опоре шпинделя [1,3];

Перемещение переднего конца шпинделя Ушп(Q) от силы Q, приложенной между опорами от привода, находим согласно [2] считая, что опоры абсолютно жёсткие, а перемещение происходит только за счет изгиба шпинделя также решением интеграла Мора перемножением эпюр MQ и M1 с учётом защемляющего момента в передней опоре

$$Yшп(Q) = \mp\frac{Q(l-b)ba(1-\varepsilon)}{l^2 EI_1} \cdot \left[\frac{(l-b)b}{2} + \frac{b^2}{6} + \frac{(l-b)^2}{3}\right]; \qquad (5)$$

или $Y_{ШП(Q)} = \mp F \cdot B;$

где $Q \approx \frac{1{,}09F \cdot d_{заг}}{d_д}$ – сила, действующая от приводного зубчатого колеса на шпиндель;

b – расстояние от передней опоры до приводного зубчатого колеса;

$d_{заг}$ – диаметр обрабатываемой поверхности или диаметр фрезы;

$dд$ – делительный диаметр приводного зубчатого колеса или расчётный диаметр шкива.

В формуле (5) принимаем верхний знак если силы Q и F приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижний – если они направлены в разные стороны.

Перемещение переднего конца шпинделя Уоп(F) находим считая, что шпиндель абсолютно жёсткий, а перемещение происходит только за счёт податливости опор.

Для нахождения перемещения находим реакции опор, перемещения в опорах, переносим наклонную ось шпинделя параллельно самой себе вниз на величину y_2, из подобия большого и малого треугольников перемещений записываем соотношение, из которого находим Уоп(F).

$$У_{оп(F)} = F\left\{(C_{r1})^{-1}\frac{(a+l)[a(1-\varepsilon)+l]}{l^2} + (C_{r2})^{-1}(1-\varepsilon)\left(\frac{a}{l}\right)^2\right\} \qquad (6)$$

или $Y_{ОП(F)} = F \cdot D$.

где C_{r1}, C_{r2} – радиальная жёсткость передней и задней опор ШУ.

Перемещение Уоп(Q) находим считая, что шпиндель абсолютно жёсткий, а перемещения происходят только за счет податливости опор.

Для нахождения перемещения находим реакции опор и перемещения в опорах y_1, y_2, проводим через точку y_2 горизонтальную линию и из подобия большого и малого треугольников перемещений записываем соотношение, из которого находим Уоп(Q).

$$\text{Уоп(Q)} = \frac{Q}{C_{r1} \cdot C_{r2} \cdot l^2}\left\{C_{r1} \cdot l \cdot b + \left[C_{r2}\left(l-b\right) - C_{r1} \cdot b\right]\left(l+a\right)\right\} \qquad (7)$$

или $$Y_{ОП(Q)} = F \cdot E .$$

Перемещение переднего конца шпинделя от силы Q', действующей от привода (ремённой или зубчатой передачи), расположенного на заднем конце шпинделя, находим согласно [2,4] также решением интеграла Мора по правилу Верещагина перемножением эпюр MQ' и M1 с учётом защемляющего момента в передней опоре

$$Yшп(Q') = \pm\frac{Q'b'a(1-\varepsilon)l}{6EI_1} \qquad (8)$$

или $$Y_{ШП(Q')} = \pm F \cdot C ,$$

где $Q' \approx \frac{1{,}09F \cdot d_{заг}}{d_{\partial}}$ – сила, действующая от привода, расположенного на заднем конце шпинделя;

b' – расстояние от задней опоры до привода.

В формуле (8) принимаем верхний знак если силы Q'и F приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижний – если они направлены в разные стороны. Перемещение Уоп(Q') находим согласно [4] считая, что шпиндель абсолютно жёсткий, а перемещение переднего конца шпинделя происходит только за счёт податливости опор.

Для нахождения перемещения Уоп(Q') находим реакции опор, перемещения в опорах y_1' и y_2', проводим прямую линию по точкам этих перемещений, переносим эту прямую вниз параллельно на величину y_1' и из подобия треугольников записываем соотношение преобразуя которое находим Уоп(Q')

$$\text{Уоп(Q')} = \mp Q'\left[\left(C_{r1}\right)^{-1}\frac{\left(b'+l\right)a}{l^2} + \left(C_{r2}\right)^{-1}\frac{b'\left(a+l\right)}{l^2}\right] \qquad (9)$$

или $$Y_{ОП(Q')} = \mp F \cdot G .$$

В формуле (9) принимаем верхний знак если силы Q'и F приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижний – если они направлены в разные стороны. Упругое перемещение заготовки вследствие податливости патрона и заднего центра Упц находится из геометрических соотношений из условия, что заготовка абсолютно жесткая, а перемещения вдоль ее длины происходят только вследствие податливости патрона и заднего центра и выражается зависимостью

$$Y_{пц} = \frac{F\left[\left(L-z\right)^2 \cdot \left(C_{r3}\right)^{-1} + z^2\left(C_{r4}\right)^{-1}\right]}{L^2} \qquad (10)$$

или $$Y_{пц} = F \cdot H_Z ,$$

где L – длина заготовки;

z – текущее расстояние от левого центра (переднего конца шпинделя) до точки приложения силы резания;

C_{r3} – радиальная жёсткость патрона;

C_{r4} – радиальная жёсткость правого центра и задней бабки.

Упругое перемещение заготовки $y_{заг}$ вдоль ее длины вследствие ее податливости определяется как для балки переменного сечения, защемленной одним концом в патроне (так как кулачки зажимают заготовку с силой во много раз больше силы резания), а другим ее концом установленной в заднем центре, представляющем подвижную шарнирную опору.

Следовательно, заготовку, закрепленную в патроне и заднем центре, можно представить как систему один раз статически неопределимую. Для такой системы составляется одно каноническое уравнение [2]. Строим "расслоенную" эпюру действительных изгибающих моментов в заданной статически неопределимой системе.

Строим эпюру изгибающих моментов от единичной силы, приложенной в основной системе в сечении приложения силы резания F.

Определяем величину искомого перемещения в сечении приложения силы F путем вычисления интеграла Мора по правилу Верещагина.

$$Y_{ЗАГ} = F\left\{\frac{\left[\frac{z^3}{3E_1I_3}+\frac{z^2(L-z)}{2E_1I_3}\right]^2}{\left[\frac{(L-z)^3}{3E_1I_4}+\frac{z^3}{3E_1I_3}+\frac{z^2(L-z)}{E_1I_3}+\frac{z(L-z)^2}{E_1I_3}\right]}-\frac{z^3}{3E_1I_3}\right\} \quad . \qquad (11)$$

или $Y_{заг} = F \cdot I_Z$.

На рис.1 представлена схема деформации ШУ и заготовки, закрепленной в патроне и заднем центре (а) и схема образования погрешности обработки заготовки (б) при продольном точении. Согласно рис.1б погрешность обработки, внесенная деформацией ШУ и заготовки с патроном и задним центром (отклонение от цилиндричности) Δ_{y1} можно записать в следующем виде

$$\Delta_{y1} \approx 2y_c. \qquad (12)$$

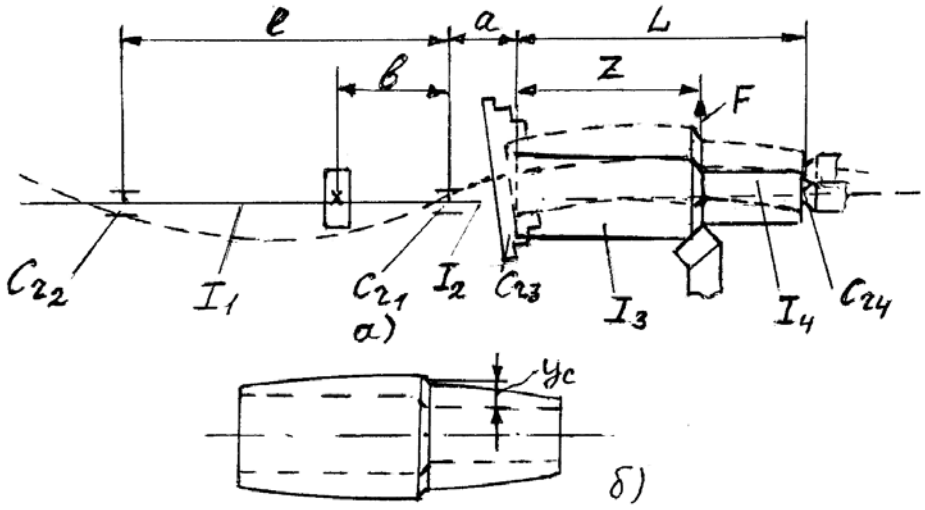


Рис. 1. Схема деформации шпиндельного узла и заготовки, закрепленной в патроне и заднем центре (а) и схема образования погрешности (б).

Погрешность обработки должна быть меньше допуска δ на обработку, следовательно, подставляя его в формулу (12), получим

$$y_c < \frac{\delta}{2k}, \qquad (13)$$

где *k* – коэффициент, учитывающий деформации других элементов ТС (инструмента, приспособления, суппортной группы, направляющих…).

Если шпиндель приводится во вращение от разгруженного шкива или он является электрошпинделем тогда силы от привода Q и Q’ равны нулю и подставляя (4), (6), (10), (11) в (1), получим

$$Y_{C1} = F\left[\frac{a^3}{3EI_2} + \frac{[a(1-\varepsilon)]^2 l}{3EI_1}\right] +$$

$$+ F\left\{(C_{r1})^{-1}\frac{(a+l)[a(1-\varepsilon)+l]}{l^2} + (C_{r2})^{-1}(1-\varepsilon)\left(\frac{a}{l}\right)^2\right\} +$$

$$+ \frac{F\left[(L-z)^2\cdot(C_{r3})^{-1} + z^2(C_{r4})^{-1}\right]}{L^2} \; ++ F\left\{\frac{\left[\frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{2E_1I_3}\right]^2}{\left[\frac{(L-z)^3}{3E_1I_4} + \frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{E_1I_3} + \frac{z(L-z)^2}{E_1I_3}\right]} - \frac{z^3}{3E_1I_3}\right\}. \qquad (14)$$

С учётом выше принятых обозначений $У_{C1} = F(A + D + Hz + Iz)$

Если шпиндель приводится во вращение от зубчатого колеса, расположенного между опорами, тогда на шпиндель между опорами действует сила Q и перемещение точки, лежащей на заготовке находим подставляя (4), (5), (6), (7), (10), (11), в (2) получим

$$Y_{C2} = F\left[\frac{a^3}{3EI_2} + \frac{[a(1-\varepsilon)]^2 l}{3EI_1}\right] \mp$$

$$\mp \frac{Q(l-b)ba(1-\varepsilon)}{l^2 EI_1}\cdot\left[\frac{(l-b)b}{2} + \frac{b^2}{6} + \frac{(l-b)^2}{3}\right] +$$

$$+ F\left\{(C_{r1})^{-1}\frac{(a+l)[a(1-\varepsilon)+l]}{l^2} + (C_{r2})^{-1}(1-\varepsilon)\left(\frac{a}{l}\right)^2\right\} +$$

$$+ \frac{Q}{C_{r1}\cdot C_{r2}\cdot l^2}\{C_{r1}\cdot l\cdot b + [C_{r2}(l-b) - C_{r1}\cdot b](l+a)\} + \; + \frac{F\left[(L-z)^2\cdot(C_{r3})^{-1} + z^2(C_{r4})^{-1}\right]}{L^2} +$$

$$+ F\left\{\frac{\left[\frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{2E_1I_3}\right]^2}{\left[\frac{(L-z)^3}{3E_1I_4} + \frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{E_1I_3} + \frac{z(L-z)^2}{E_1I_3}\right]} - \frac{z^3}{3E_1I_3}\right\}. \qquad (15)$$

С учётом выше приведённых обозначений $Y_{C2} = F(A \mp B + D + E + H_Z + I_Z)$

В формуле (15) принимают верхние знаки если силы F и Q приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижние – если они направлены в разные стороны.

Если шпиндель приводится во вращение от зубчатого колеса или ремня, расположенного на заднем конце, то на шпиндель будет действовать сила Q’ и перемещение точки, лежащей на заготовке находим подставляя (4), (6), (8), (9), (10), (11) в (3)

$$Y_{C3} = F\left[\frac{a^3}{3EI_2} + \frac{[a(1-\varepsilon)]^2 l}{3EI_1}\right] \mp \frac{Q' b' a(1-\varepsilon) l}{6EI_1} +$$

$$+ F\left\{(C_{r1})^{-1}\frac{(a+l)[a(1-\varepsilon)+l]}{l^2} + (C_{r2})^{-1}(1-\varepsilon)\left(\frac{a}{l}\right)^2\right\} \mp$$

$$\mp Q'\left[(C_{r1})^{-1}\frac{(b'+l)a}{l^2} + (C_{r2})^{-1}\frac{b'(a+l)}{l^2}\right] + \frac{F\left[(L-z)^2\cdot(C_{r3})^{-1} + z^2(C_{r4})^{-1}\right]}{L^2} +$$

$$+ F\left\{\frac{\left[\frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{2E_1I_3}\right]^2}{\left[\frac{(L-z)^3}{3E_1I_4} + \frac{z^3}{3E_1I_3} + \frac{z^2(L-z)}{E_1I_3} + \frac{z(L-z)^2}{E_1I_3}\right]} - \frac{z^3}{3E_1I_3}\right\}. \qquad (16)$$

С учётом выше приведённых обозначений $Y_{C3} = F(A \mp C + D \mp G + H_Z + I_Z)$.

В формуле (16) принимают верхние знаки если силы F и Q' приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижние – если они направлены в разные стороны.

Для шпинделя, приводимого во вращение от разгруженного шкива или если он является электрошпинделем подставляя (14) в (13) и решая относительно F, получим

$$\mathrm{F} < \delta : \left[2k\left(A + D + H_Z + I_Z\right)\right] \qquad (17)$$

Для шпинделя, приводимого во вращение от зубчатого колеса, расположенного между опорами подставляя (15) в (13) и решая относительноF, получим

$$\mathrm{F} < \delta : \left[2k\left(A \mp B + D + E + H_Z + I_Z\right)\right] \qquad (18)$$

Для шпинделя, приводимого во вращение от зубчатого колеса или шкива, расположенного на заднем конце шпинделя подставляя (16) в (13) и решая относительно F, получим

$$\mathrm{F} < \delta : \left[2k\left(A \mp C + D \mp G + H_Z + I_Z\right)\right] \qquad (19)$$

В формулах (17), (18), (19) принимают верхние знаки если силы F, Q и Q' приведены к одной плоскости и направлены в одну сторону и нижние – если они направлены в разные стороны.

Используя зависимости (17), (18), (19) на стадии разработки технологического процесса обработки детали можно выбрать элементы режимов резания, обеспечивающие получение размеров детали в пределах поля допуска по допустимой силе резания F, проводить коррекцию управляющих программ станков с ЧПУ, а также регулировать величину подачи в процессе обработки по реально измеренной силе резания с применением адаптивного управления.

Список литературы

1 Лизогуб В.А. Уточнённый расчёт деформаций мехатронного шпиндельного узла с борштангой (заготовкой, установленной в патроне) и их влияние на точность обработки // Всероссийская научно–технич. интернет–конф. «Мехатроника, робототехника, автоматизация» М.: МГУПИ. 2007.Вып. 2. С.82-88.

2 Глушков Г. С., Синдеев В. А. Курс сопротивления материалов. М.: Высшая школа», 1965. 768с.

3 Лизогуб В.А. Научные основы конструирования и технологии шпиндельных узлов металлорежущих станков. М.: Научтехлитиздат. 2002. 127с.

4 Лизогуб В.А. Уточнённый расчёт деформаций шпиндельного узла с заготовкой, установленной в патроне, или с борштангой и их влияние на точность обработки с разным расположением привода вращения шпинделя. В сб. Информатика и технология. М.: МГУПИ, 2011.- С.71-79.

УДК 621.923.4

ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ВАЛОВ

THE SOFTWARE FOR DETERMINING THE INTERACTION FORCE FACTORS IN GRINDING SHAFT-TYPE PARTS

Ломова О.С. к.т.н., Сорокина И.А., аспирант, Яковлева Е.И., аспирант
(Омский государственный технический университет, г. Омск, Россия)

В статье представлена разработанная математическая модель, учитывающая взаимодействие силовых факторов при финишной обработке деталей типа валов, на основании которой определенны пути управления технологической системой в процессе шлифования с целью получения деталей высокой точности.

Ключевые слова: *точность изготовления, процесс шлифования, динамика станка, математическое моделирование.*

In article presents the developed mathematical model taking into account the interaction of force factors in the finishing details such as shafts on the basis of which certain ways of controlling the technological system in the grinding process to produce high precision parts.

Keywords: *the exactness making, the process grinding, the dynamics of machine-tool, the mathematical design.*

В настоящее время интенсификация процессов нефтепереработки за счет использования высоких давлений и температур при высокой агрессивности рабочих сред усложняют работу нефтехимической аппаратуры. Эти особенности и тенденции развития нефтегазовой отрасли определили условия надёжного функционирования технологического оборудования, закладываемого на стадии производства.

Наиболее распространенными нефтехимическими машинами являются центробежные насосы, поломка которых может привести к аварийной ситуации. Одним из путей повышения надежности этих аппаратов является повышение точности изготовления их базовых деталей (роторов, рабочих колес, валов, втулок и т.д.)

Вал электродвигателя насоса является наиболее нагруженной деталью, передающей крутящий момент исполнительному механизму. От его точности изготовления зависят надежность и качество работы насоса. Особенно точно должны быть изготовлены ступени валов под подшипник. При изготовлении ступеней по 2 - му классу точности (ГОСТ 2789-73) сумма овальности и конусности должна быть не более половины допуска на изготовление. Например, для вала (рис. 1а) отклонение от соосности шеек под подшипник не должно быть более 0,015 мм [1].

Основной технологической задачей при механической обработке ступенчатых валов является обеспечение расположения осей обработанных ступеней вала на одной геометрической линии для уменьшения радиального биения. Процесс обработки включает много операций, но одной из важнейших является шлифование, так как на этой операции определяется точность и шероховатость его поверхности, и качество изделия в целом.

В процессе шлифования под действием высоких скоростей резания происходит формообразование в тонких приповерхностных слоях материала, вызывающие значительные механические и тепловые нагрузки, приводящие к трещинам и прижегам на обработанных поверхностях. С другой стороны, высокие температуры при шлифовании воздействуют на шлифовальный круг, приводят к его затуплению, повышенному износу, что снижает и ухудшает точность обработки.

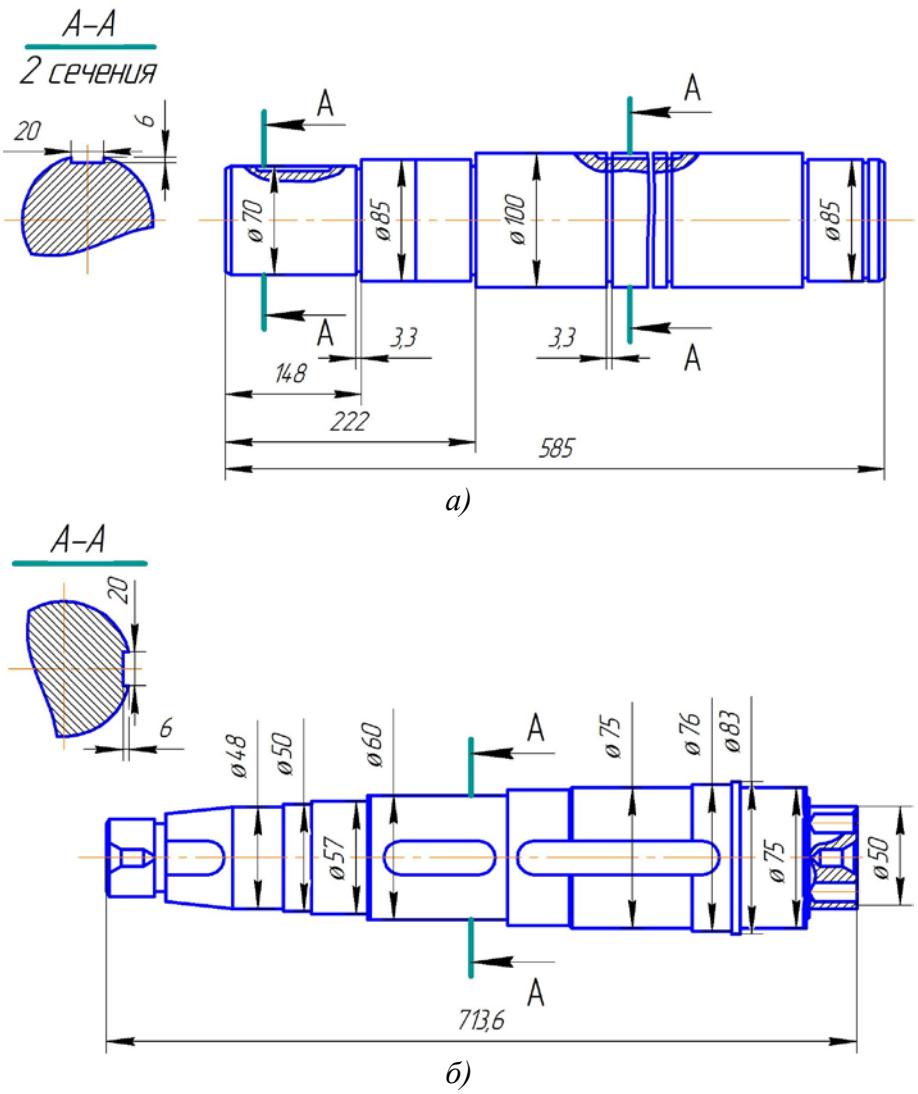


Рис 1. Вал электродвигателя: а) вал электродвигателя серии 4А; б) вал тягового электродвигателя

До настоящего времени тепловые и динамические процессы при шлифовальной обработке исследовались раздельно. При построении математической модели реального технологического процесса с учетом комплексного воздействия тепловых и упругих процессов стало возможным предсказывать динамическое поведение технологического оборудования.

Структурная схема динамической системы круглошлифовального станка достаточно сложна. Известные математические модели отражают реальные процессы, отвлекаясь от механизма влияния входных переменных на суммарную погрешность обработки. В данной работе предлагается математическая модель процесса обработки заготовок из стали 40 ХН (диаметром 25 мм и 50 мм при ширине 100 мм, аналогичная валам электродвигателя) кругом 15А50СТ2К на круглошлифовальном станке модели 3А151. Структурная схема рассматриваемого процесса представлена на рис. 2.

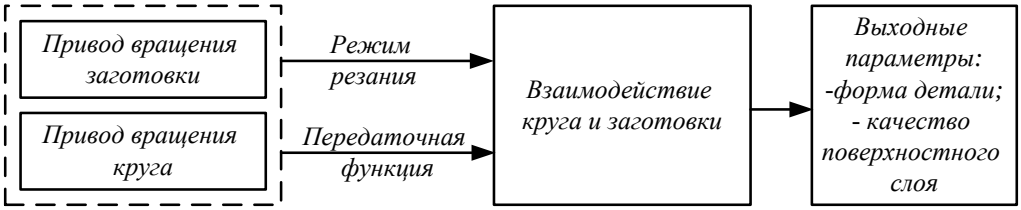


Рис. 4. Схема модели процесса шлифования

В процессе шлифования входным сигналом является сила резания, которая действует на динамическую систему станка: заготовку и шлифовальный круг. При этом шлифовальный круг и шлифовальная бабка связаны между собой множеством прямых и обратных связей, что не позволяет их выделить отдельно, поэтому объединили в единое звено. В результате взаимодействия всех звеньев технологической системы выходными параметрами являются форма детали и качество поверхностного слоя.

Для исследования круглого наружного шлифования используется пакет программ Solid Works, где в приложение Simulation построена трехмерная модель процесса. При этом количество деталей сборки реального объекта исследования было уменьшено с 18 до 6, что заметно упростило процесс моделирования и длительность расчета [2].

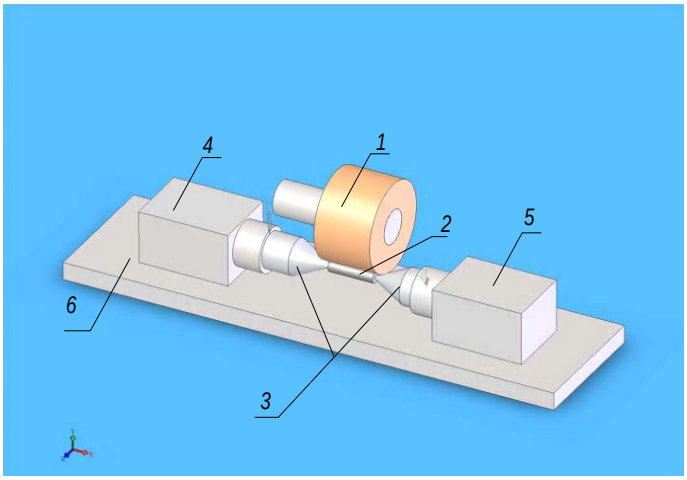


Рис. 3. Пространственная модель объекта исследования

На рисунке 3 шлифовальный круг 1 движется относительно заготовки 2, которая закреплена в неподвижных центрах 3, расположенных в передней и задней бабках 4 и 5 круглошлифовального станка. Затем задаются характеристики заготовки, скорости вращения заготовки и круга (м/с), их угловые скорости (рад/с), частота вращения шпинделя заготовки и шлифовального круга, сила резания.

После расчета движения получаем зависимости деформаций и напряжений в процессе взаимодействия заготовки и шлифовального круга по ширине заготовки.

На рисунке 4 представлено влияние упругих деформаций технологической системы по длине заготовок, полученные на основании разработанных алгоритмов при обработке заготовок $Ø$ = 25 мм и $Ø$ = 50 мм. Согласно графику заготовка с меньшим диаметром испытывает большие деформации по длине в процессе обработке, чем заготовка с большим диаметром.

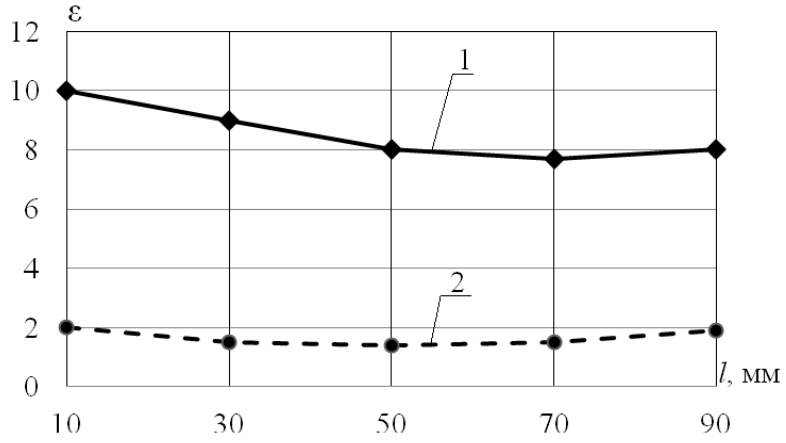


Рис. 4. Влияние деформаций по длине заготовки: 1 – заготовка $Ø$ = 25 мм,
2 – заготовка $Ø$ = 50 мм

На рисунке 5 представлено влияние упругих деформаций технологической

системы по длине заготовок. Из графика следует, что упругие деформации на концах заготовки возрастают, а по длине уменьшаются. Это связано с воздействием круга на заготовку и ее креплением в центрах. При этом заготовка с меньшим диаметром испытывает большие упругие деформации.

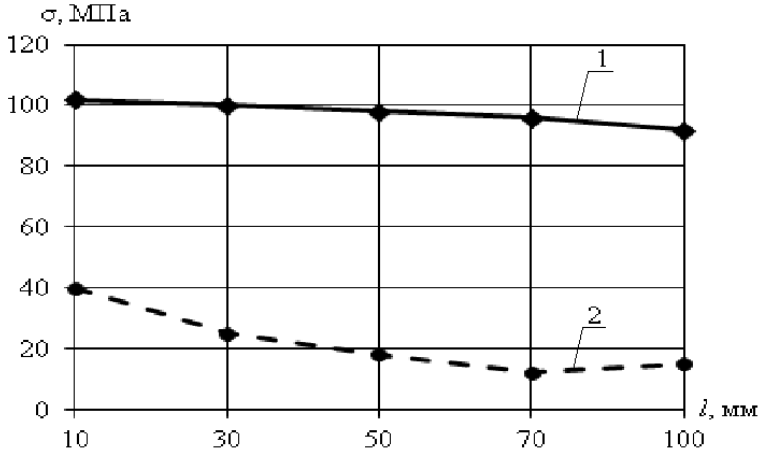


Рис. 5. Влияние напряжений по длине заготовки: 1 – заготовка $Ø$ = 25 *мм*, 2 – заготовка $Ø$ = 50 *мм*

В результате проделанной работы, математическая модель процесса шлифования цилиндрических заготовок, подобных валам, дает представление о формирование свойств деталей при данном виде обработки. Это позволит учитывать влияние деформаций и напряжений заготовок под действием технологических факторов и прогнозировать точность их обработки.

Из графиков представленных на рис. 4 и рис. 5 видно, что исключения влияния технологических факторов, таких как упругие деформации и зазоры в узлах станка уменьшат деформации и напряжения по длине заготовки. Но для этого необходимо применять коррекцию сил резания, особенно при первом касании (врезании) шлифовального круга заготовки [3].

Список литературы:

1. Лихачев, В.Л. Электродвигатели и др. Справочник обмотчика асинхронных электродвигателей. М.: Изд-во Солон-Пресс, 2005. 238 с.
2. Ломова О.С., Сорокина И.А., Яковлева Е.И. Обеспечение точности валов центробежных насосов на основе моделирования динамики станка // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. 2012. №1 (11). С. 73-76.
3. Ломова О. С., Сорокина И.А., Яковлева Е.И. Повышение эффективности шлифования на основе анализа влияния тепловых деформаций и колебаний динамической системы станка // Современные тенденции в технологиях металлообработки и конструкциях металлообрабатывающих машин и комплектующих изделий: межвуз. науч. сб. Уфа : УГАТУ. 2012. С. 19-23.

УДК 631.312.012.4

ВОССТАНОВЛЕНИЕ И УПРОЧНЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ МАШИН, РАБОТАЮЩИХ В АБРАЗИВНОЙ СРЕДЕ

RESTORATION AND STRENGTHENING OF PARTS OF AGRICULTURAL MACHINERY OPERATING IN AN ABRASIVE ENVIRONMENT

В.П. Лялякин, д.т.н., профессор,
(ГНУ ГОСНИТИ Россельхозакадемии, Россия, Москва,
тел. 8(495) 371-21-44; e-mail: valpal-1938@mail.ru)

В статье приводятся данные по износам рабочих органов сельскохозяйственных машин, описывают технологии их восстановления и упрочнения.

Ключевые слова: *износ, износостойкость, абразив, упрочнение, восстановление, лазер, ТВЧ.*

The article presents data on the wear of working parts of agricultural machines, describe the technology for their rehabilitation and strengthening.

Keywords*: wear, abrasion resistance, abrasive, hardening, recovery, laser HDTV.*

Ежегодно сельское хозяйство Российской Федерации тратит на поддержание техники в исправном состоянии более 60 млрд.рублей. Более 70% из этих затрат приходится на закупку запасных частей [1]. Специфика сельскохозяйственного производства состоит в том, что большинство деталей машин работают в различных почвах, соприкасаясь с абразивными частицами, подвергаются интенсивному износу. В состав почв входят минеральные частицы кварца и гранита с твердостью (HV 7…11 ГПа), полевой шпат, слюда и другие минералы (HV 6…7,2 ГПа). Основная масса частиц имеет округлую форму. Имеются в почве также частицы с острыми кромками. Поверхности рабочих органов, соприкасаясь с абразивными частями, получают разрушения в направлении движения агрегата.

Большие износы рабочих органов получаются при работе агрегата на песчаных почвах, поскольку в них больше частиц абразива с повышенной твердостью. В глинистых почвах меньше частиц с повышенной твердостью и поэтому износы рабочих органов происходят медленнее.

На рис.1 представлены характерные износы рабочих органов. Анализ износов в условиях эксплуатации позволяет грамотно подойти к разработке технологии упрочнения и восстановления рабочих органов.

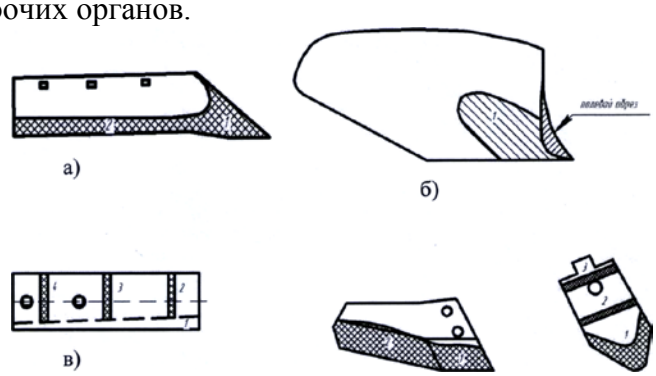


Рис. 1. Характерные износы рабочих органов сельскохозяйственных машин
а) лемеха; б) отвалы; в) полевой доски; г) культиваторной лапы; д) долота

Так заводы-изготовители рабочих органов используют для упрочнения наплавку зон наибольшего износа порошковыми материалами с использованием токов высокой частоты. Зарубежные фирмы упрочняют рабочие органы припайкой керамических пластин. Используются методы термической обработки. Однако наработка до предельного состояния остается незначительной.

Так, при эксплуатации отвалов плугов, прошедших обработку цементацией, наработка до предельного состояния составляет для суглинистых почв 30-35 кг, а для супесчаных – 20 га [2].

ГОСНИТИ ведет научно-исследовательские работы по созданию прогрессивных технологий для восстановления и упрочнения рабочих органов сельскохозяйственных машин.

Нами используются технологии, основанные на наплавочном армировании рабочих поверхностей рабочих органов.

В основу наплавочного армирования заложен ряд факторов:

- наплавленные валики выполняют роль барьеров, способствующих проскальзыванию абразивных частиц (особенно кварцевого песка), снижая путь их от контактирования с рабочей поверхностью;

- наличие зон термического влияния обеспечивают повышение твердости поверхности контактирования, увеличивая тем самым ее абразивную стойкость;

- создание «ограниченной» композитной среды за счет разности свойств валиков и области между ними.

Для определения зон упрочнения проводились исследования по изучению вида и места износа рабочих органов. Так, для лемеха, работающего в различных почвенных условиях, области наибольшего износа разные. На песчаных почвах наибольший износ наблюдается в носовой части, именно там необходимо наносить армирующие валики.

Технология упрочнения лемеха состоит в электродуговой наплавке электродом в области, примыкающей к полевому обрезу валиками, имеющими форму полуэллипса (рис.2).



Рис.2. Армирование области наиболее вероятного износа лемеха подковообразными валиками

Ширина валиков составляет 3-4 мм с расстоянием между вершинами 40 мм и между ветвями 100 мм. Можно использовать любые электроды для электродуговой сварки. Технология предназначена для упрочнения новых лемехов в условиях мастерских хозяйств. Стоимость упрочнения составляет 10 руб. при стоимости серийного лемеха 280 руб. За счет сравнительно простого технологического приема можно увеличить наработку лемеха до предельного состояния в 1,7-1,9 раза.

Важной задачей является восстановление изношенных рабочих органов сельскохозяйственных машин, включая импортные машины. В этом направлении ГОСНИТИ использует разработки прежних лет, когда создавались специализированные производства по восстановлению плужных лемехов с программой до 100 тыс. шт. в год.

Суть технологии состоит в следующем.

Изношенную часть срезают с лемеха и приваривают компенсационную полоску с последующим упрочнением армирующими валиками. Такая технология используется для

восстановления лемехов импортного производства (Квернеланд, Фогель, Лемкен). Анализ износов показал, что после достижения предельного состояния можно лемеха названных фирм восстанавливать приваркой дополнительных пластин и упрочнять армирующими валиками. Опытные партии восстановленных лемехов отработали ресурс, равный ресурсу нового лемеха, а стоимость восстановления составляет не более половины стоимости нового лемеха. Так, новый лемех фирмы Квернеланд стоит 1700 руб., а восстановленный ~ 800 руб.

Выполнены исследования по упрочнению рабочих органов сельскохозяйственных машин наплавкой порошковых материалов с использованием токов высокой частоты и луча лазера. Ставилась задача подобрать порошковые материалы, которые бы позволяли получать высокую твердость до 60 HRC на наплавленных поверхностях. Для этого на заранее приготовленных образцах, вырезанных из реальных рабочих органов, проводили нанесение покрытий толщиной до 2 мм различными по химическому составу порошковых материалов.

Для оценки износостойкости наплавленных образцов проводили лабораторные испытания с вопроизведением для них близких к почвенным условиям изнашивания. Испытания проводили на установке ИМ-01 конструкции ВИСХОМа. На данной установке на закрепленных неподвижно образцах соприкасается эластичный диск. В зону соприкасания подается абразивный материал, который изнашивает образец (рис.3).

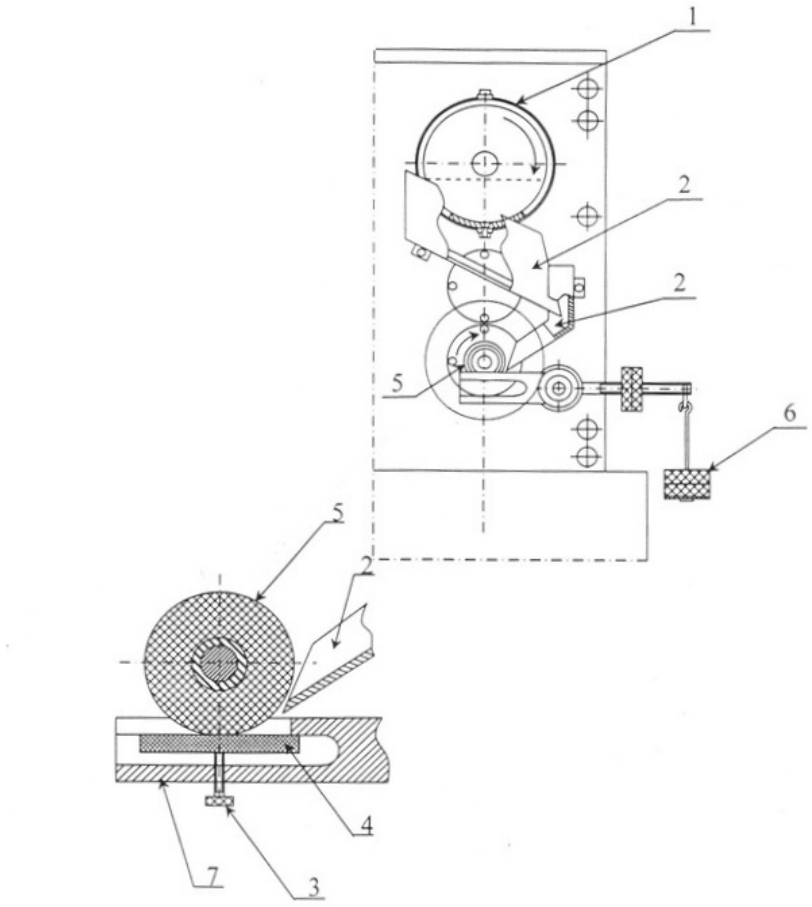


Рисунок 3. Схема прибора ИМ-01:
1 – барабан с абразивом; 2 – желоб; 3 – винт; 4 – испытуемый образец; 5 – эластичный ролик; 6 – груз; 7 - держатель

Были выбраны следующие режимы испытания.

- среднее контактное давление в зоне трения – 0,33 МПа;
- расход абразивного материала – 7,0 г/мин;
- длительность испытания – 30 мин, что при скорости вращения ролика 115 мин$^{-1}$ и его диаметре 50 мм соответствует пути трения 540 м.

В качестве абразивного материала использовали частицы кварца размеров 0,16-0,32 мм. Повторность испытания троекратная.

Каждый образец перед испытанием взвешивался на весах ВЛР-200 с точностью 0,1 мг до и после испытания. Разность в показания веса образца использовалась для определения относительной износостойкости по формуле:

$$m = \frac{\Delta_{qn}}{\Delta_{qi}}$$

где: Δ_{qn} – величина износа наплавленного образца в гр.;

Δ_{qi} - величина износа наплавного образца в гр.

Результаты испытания на изнашивание представлены в табл. 1 и 2.

На основании проведенных испытаний лучшими показателями по износостойкости следует считать при лазерной наплавке использование порошкового сплава (Cr – 14,07; Fe – 3,65; Ni – основа, Si – 4,42) + 16% WC. Относительная износостойкость для этого образца составила 2,08. Поверхностная твердость данного покрытия составила 69 HRC.

Лучшими показателями при наплавке ТВЧ следует выделить порошковые материалы ПГ-С27 + бура и ФБХ-6-2, которые имеют относительную износостойкость 1,2-1,6 раза.

Выполненные лабораторные исследования позволили выбрать наплавочные материалы для упрочнения рабочих органов сельскохозяйственных машин и проведения производственных полевых испытаний.

Таблица 1

Сравнительные испытания образцов,
наплавленных порошковыми материалами лучом лазера

№ обр.	Химсостав наплавления материала	Твердость после наплавки, HRC	Относительная износостойкость	
			Износ в гр.	В усл. ед.
1	Образец без наплавки		0,0257	1
03	Ni - основа; Cr – 14?7%; Fe – 3,65%	54,4	0,0267	0,96
б/н	Co – основа; Cr – 28,6%; Fe – 1,2%; W – 4,6%	55,3	0,0258	1
05	Fe – основа; C – 40,9%; Cr – 26,6	63,3	0,0322	0,78
08	Fe – основа; Ni – 0,3%; Cr – 11,8% + 16% WC	27,3	0,0192	1,33
09	Ni – основа; Fe – 3,65% + 16% WC	69	0,0123	2,08
10	Fe – основа; Ni – 0,3%; Cr – 11,8%	40,6	0,0362	0,71

Таблица 2

Сравнительные испытания образцов,
наплавленных порошковыми материалами с использованием ТВЧ

№ обр.	Марка наплавленного порошка	Твердость после наплавки, HRC	Относительная износостойкость	
			Износ в гр.	В усл. ед.
30	ФБХ-6-2 + флюс АН-348	66,3	0,0362	0,7
17	ПГ-С27 + бура	64,2	0,0153	1,6
48	ПР-ПНХ17-СР4	57,5	0,0366	0,7
12	ФБХ-6-2 + 1/3 СР4	56	0,0395	0,65
15	2/3 ПГС-УС25 + 1/3 ПР-НХ17-СР3	60	0,0210	1,23
47	ФБХ-6-2	68,3	0,020	1,2
б/н			0,0257	1

Список литературы

1. Денисов А.П., Волкова З.Н. Зависимость затрат средств на ремонт техники от состояния ремонтно-обслуживающей базы сельхозпредприятия. М., Машинно-технологическая станция, № 4, 2001. С. 15-17.
2. Лялякин В.П., Михальченко А.М. Долговечность плужных отвалов -аналитический обзор методов их повышения. Сборник научных работ «Конструирование, использование и надежность машин сельскохозяйственного назначения». – Брянск. Изд-во Брянская ГСХА. 2012. С. 96-105.

УДК 539.374

ПРЕДЕЛЬНОЕ СОСТОЯНИЕ ТОНКИХ ВРАЩАЮЩИХСЯ ДИСКОВ В ПЕРЕМЕННОМ ТЕМПЕРАТУРНОМ ПОЛЕ

LIMIT STATE OF THIN ROTATING DISKS SUBJECTED TO A VARIABLE TEMPERATURE FIELD

Лямина Е.А., к.ф.-м.н., Александров С.Е., д.ф.-м.н.
(ИПМех РАН, г. Москва)

Разработан эффективный метод определения напряженно-деформированного состояния, включая предельное состояние, в тонком упругопластическом вращающемся диске, подверженного действию термического нагружения. Численное решение сводится к последовательному интегрированию нескольких простых дифференциальных уравнений. В пластическом состоянии материал диска подчиняется условию текучести Мизеса и ассоциированному закону течения.

Ключевые слова: *тонкий вращающийся диск, термическое нагружение, плосконапряженное состояние, упругопластическое решение.*

An efficient method for determining the state of stress and strain, including the limit state, in a thin elastic/plastic rotating disc subjected to thermal loading is proposed. The numerical part of the method reduces to solving of several simple differential equations. In the plastic range, Mises yield criterion and its associated flow rule are adopted.

Keywords*: thin rotating disc, thermal loading, plane state of stress, elastic/plastic solution.*

Введение. Исследованию напряженно-деформированного состояния в тонких вращающихся дисках посвящено большое количество работ, например [1-12]. Отличительными особенностями настоящего решения является наличие двух параметров нагружения (угловая скорость диска и температура) и применение ассоциированного закона течения, связывающего напряжения и пластические скорости деформации. В большинстве существующих решений принимается связь между напряжениями и пластические деформациями, что значительно упрощает постановку задачи.

Постановка задачи. Рассмотрим тонкий полый упругопластический диск внутреннего радиуса a_0 и внешнего радиуса b_0, вращающийся на жесткой оправке с угловой скоростью ω. Радиус оправки равен a_0. Предполагается, что между диском и оправкой имеет место полное сцепление. Диск также подвержен термическому нагружению. В начальном состоянии $\omega = 0$ и диск свободен от напряжений. Разность температуры между текущим и начальным состояниями обозначим T. По предположению, T не зависит от пространственных координат, а также ω и T -неубывающие функции времени (или любого другого монотонно возрастающего параметра). Деформации считаются малыми. Введем цилиндрическую систему координат (r, θ, z), ось z которой совпадает с осью диска. Пусть σ_r, σ_θ и σ_z - нормальные напряжения, а ε_r, ε_θ и ε_z - полные нормальные деформации в этой системе координат. Главные направления тензоров напряжения и деформации совпадают с базисными векторами цилиндрической системы координат. Предполагаются справедливыми условия плосконапряженного состояния. Таким образом, $\sigma_z = 0$. Решение не зависит от θ. В упругой области материал диска подчиняется классическим уравнениям линейной термоупругости. В рассматриваемом случае необходимые для дальнейшего решения уравнения в этой области имеют вид

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r - \nu\sigma_\theta}{E} + \alpha T, \quad \varepsilon_\theta = \frac{\sigma_\theta - \nu\sigma_r}{E} + \alpha T . \tag{1}$$

Здесь E - модуль Юнга, ν - коэффициент Пуассона и α - коэффициент линейного термического расширения. В пластической области принимаются условие текучести Мизеса и ассоциированный закон течения для пластических скоростей деформации. Условие текучести имеет вид

$$\sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_r\sigma_\theta = \sigma_0^2 . \tag{2}$$

Здесь σ_0 - предел текучести при одноосном растяжении. По предположению, $\sigma_0 = const$ (идеально пластический материал). Ассоциированный закон течения можно записать в форме

$$\dot{\varepsilon}_r^p = \lambda\left(\sigma_r - \sigma\right), \quad \dot{\varepsilon}_\theta^p = \lambda\left(\sigma_\theta - \sigma\right), \quad \dot{\varepsilon}_z^p = -\lambda\sigma, \quad \lambda \geq 0 . \tag{3}$$

Здесь индекс «p» обозначает пластическую составляющую соответствующей компоненты тензора деформации, точка над символом обозначает производную по произвольному монотонно возрастающему параметру t и $\sigma = \left(\sigma_r + \sigma_\theta\right)/3$ - среднее напряжение. Полные компоненты тензора деформации в пластической зоне определяются как

$$\varepsilon_r = \varepsilon_r^p + \frac{\sigma_r - \nu\sigma_\theta}{E} + \alpha T, \quad \varepsilon_\theta = \varepsilon_\theta^p + \frac{\sigma_\theta - \nu\sigma_r}{E} + \alpha T . \tag{4}$$

Единственное нетривиальное уравнение равновесия принимает вид

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{\left(\sigma_r - \sigma_\theta\right)}{r} = -\upsilon\omega^2 r . \tag{5}$$

Здесь υ – плотность материала. Краевые условия имеют форму

$$\sigma_r = 0 \tag{6}$$

$r = b_0$ и

$$u_r = 0 \tag{7}$$

при $r = a_0$. Здесь u_r - радиальное перемещение. Между деформациями и радиальным перемещением имеют место соотношения

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r}, \quad \varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r} . \tag{8}$$

Отсюда, в частности, следует условие совместности деформаций в виде

$$r\frac{\partial\varepsilon_\theta}{\partial r} = \varepsilon_r - \varepsilon_\theta . \tag{9}$$

Целесообразно ввести безразмерные величины

$$\rho = \frac{r}{b_0}, \quad a = \frac{a_0}{b_0}, \quad \Omega = \frac{\upsilon\omega^2 b_0^2}{\sigma_0}, \quad k = \frac{\sigma_0}{E}, \quad u = \frac{u_r}{b_0}, \quad \tau = \frac{\alpha T}{k} . \tag{10}$$

Термоупругое решение. Когда Ω и τ достаточно малы, весь диск находится в упругом состоянии. При $\tau = 0$ общее решение системы уравнений (1), (5) и (9) для этого случая хорошо известно (например, [13]). При $\tau \neq 0$ отличие состоит только в том, что величина каждой из нормальных деформаций увеличивается на τk. Тогда, с учетом (10)

$$\frac{\sigma_r}{\sigma_0} = A + \frac{B}{\rho^2} - \frac{\left(3+\nu\right)\Omega\rho^2}{8}, \quad \frac{\sigma_\theta}{\sigma_0} = A - \frac{B}{\rho^2} - \frac{\left(1+3\nu\right)\Omega\rho^2}{8},$$

$$\varepsilon_r = k\left[A\left(1-\nu\right) + \frac{B\left(1+\nu\right)}{\rho^2} - \frac{3}{8}\left(1-\nu^2\right)\Omega\rho^2 + \tau\right], \tag{11}$$

$$\varepsilon_\theta = k\left[A\left(1-\nu\right) - \frac{B\left(1+\nu\right)}{\rho^2} - \frac{1}{8}\left(1-\nu^2\right)\Omega\rho^2 + \tau\right].$$

Здесь A и B – постоянные интегрирования. При необходимости радиальное перемещение определяется из (8) и (11). Используя краевые условия (6) и (7), постоянные A и B определяются как

$$A = A^e = \frac{(1+\nu)\left[(1-\nu)a^4 + 3 + \nu\right]\Omega - 8a^2\tau}{8\left[(1-\nu)a^2 + 1 + \nu\right]},$$
$$B = B^e = \frac{\left\{(1-\nu)\left[3 + \nu - (1+\nu)a^2\right]\Omega + 8\tau\right\}a^2}{8\left[(1-\nu)a^2 + 1 + \nu\right]}. \tag{12}$$

Распределение напряжений и деформаций в упругом диске при заданных значениях Ω и τ получается из (11) после исключения A и B с помощью (12). Подставляя эти напряжения при $\rho = a$ в условие текучести (2), можно получить зависимость между Ω и τ, соответствующую возникновению пластической зоны. Предположение, что пластическая зона возникает при $\rho = a$ необходимо проверять после получения решения. Если Ω, τ или оба параметра возрастают после возникновения пластической зоны, то необходимо построить решение в пластической зоне.

Общее решение в пластической зоне. Условие текучести (2) удовлетворяется следующей подстановкой

$$\frac{\sigma_r}{\sigma_0} = \frac{2}{\sqrt{3}}\sin\gamma, \quad \frac{\sigma_\theta}{\sigma_0} = \frac{\left(\sin\gamma + \sqrt{3}\cos\gamma\right)}{\sqrt{3}}. \tag{13}$$

Здесь γ – новая функция ρ и t. Подставляя (13) в (5) и учитывая (10), найдем

$$2\cos\gamma\frac{\partial\gamma}{\partial\rho} + \frac{\left(\sin\gamma - \sqrt{3}\cos\gamma\right)}{\rho} = -\sqrt{3}\Omega\rho. \tag{14}$$

Подставляя (13) в (4) с учетом (10), получим

$$\varepsilon_r = \varepsilon_r^p + k\left[\frac{(2-\nu)}{\sqrt{3}}\sin\gamma - \nu\cos\gamma + \tau\right], \quad \varepsilon_\theta = \varepsilon_\theta^p + k\left[\frac{(1-2\nu)}{\sqrt{3}}\sin\gamma + \cos\gamma + \tau\right]. \tag{15}$$

Исключая λ в первых двух уравнениях системы (3) и используя (13), найдем

$$\dot{\varepsilon}_r^p = \dot{\varepsilon}_\theta^p\frac{\left(\sqrt{3}\sin\gamma - \cos\gamma\right)}{2\cos\gamma}. \tag{16}$$

Продифференцируем (15) по параметру t и исключим $\dot{\varepsilon}_r^p$ с помощью (16). В результате получим

$$\dot{\varepsilon}_r = \dot{\varepsilon}_\theta^p\frac{\left(\sqrt{3}\sin\gamma - \cos\gamma\right)}{2\cos\gamma} + k\left[\frac{(2-\nu)}{\sqrt{3}}\cos\gamma + \nu\sin\gamma\right]\dot{\gamma} + k\dot{\tau},$$
$$\dot{\varepsilon}_\theta = \dot{\varepsilon}_\theta^p + k\left[\frac{(1-2\nu)}{\sqrt{3}}\cos\gamma - \sin\gamma\right]\dot{\gamma} + k\dot{\tau}. \tag{17}$$

Продифференцируем (9) по t. Тогда,

$$\rho\frac{\partial\dot{\varepsilon}_\theta}{\partial\rho} = \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta. \tag{18}$$

Подстановка (17) в (18) дает уравнение для $\dot{\varepsilon}_\theta^p$. Вычислим сначала производную $\partial\dot{\varepsilon}_\theta/\partial\rho$. Из (17) найдем

$$\frac{\partial\dot{\varepsilon}_\theta}{\partial\rho} = -k\dot{\gamma}\left[\frac{(1-2\nu)}{\sqrt{3}}\sin\gamma + \cos\gamma\right]\frac{\partial\gamma}{\partial\rho} + k\left[\frac{(1-2\nu)}{\sqrt{3}}\cos\gamma - \sin\gamma\right]\frac{\partial\dot{\gamma}}{\partial\rho} + \frac{\partial\dot{\varepsilon}_\theta^p}{\partial\rho}. \tag{19}$$

Производная $\partial\gamma/\partial\rho$ исключается с помощью (14)

$$\frac{\partial\gamma}{\partial\rho}=\frac{\sqrt{3}\cos\gamma-\sin\gamma-\sqrt{3}\Omega\rho^2}{2\rho\cos\gamma}. \tag{20}$$

Дифференцируя (20) по параметру *t*, найдем производную $\partial\dot{\gamma}/\partial\rho$

$$\frac{\partial\dot{\gamma}}{\partial\rho}=-\frac{\dot{\gamma}\left(\sqrt{3}\Omega\rho^2\sin\gamma+1\right)+\sqrt{3}\dot{\Omega}\rho^2\cos\gamma}{2\rho\cos^2\gamma}. \tag{21}$$

Разность $\dot{\varepsilon}_r-\dot{\varepsilon}_\theta$ определяется из (17) как

$$\dot{\varepsilon}_r-\dot{\varepsilon}_\theta=\frac{k(1+\nu)}{\sqrt{3}}\left(\cos\gamma+\sqrt{3}\sin\gamma\right)\dot{\gamma}+\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{\left(\sin\gamma-\sqrt{3}\cos\gamma\right)}{\cos\gamma}\dot{\varepsilon}_\theta^p. \tag{22}$$

Подставляя (20) – (22) в (21), приходим к линейному дифференциальному уравнению для величины $\dot{\varepsilon}_\theta^p$

$$\begin{gathered}\rho\frac{\partial\dot{\varepsilon}_\theta^p}{\partial\rho}-\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{\left(\sin\gamma-\sqrt{3}\cos\gamma\right)}{\cos\gamma}\dot{\varepsilon}_\theta^p=\frac{k}{2\sqrt{3}}\Phi(\rho),\\ \Phi(\rho)=2(1+\nu)\left(\cos\gamma+\sqrt{3}\sin\gamma\right)\dot{\gamma}-\sqrt{3}\rho^2\dot{\Omega}\left(\sqrt{3}\tan\gamma-1+2\nu\right)-\\ -\frac{\dot{\gamma}}{2\cos^2\gamma}\left[6\rho^2\Omega-(2-\nu)\left(3\cos\gamma+\cos3\gamma\right)+2\sqrt{3}\left(1+\nu+\nu\cos2\gamma\right)\sin\gamma\right].\end{gathered} \tag{23}$$

Здесь предполагается, что γ и $\dot{\gamma}$ являются функциями ρ в результате решения уравнений (20) и (21). Поскольку (23) является линейным уравнением первого порядка, то его общее решение представляется в виде квадратур. Для завершения общей постановки математической задачи необходимо сформулировать краевые условия для уравнений (20), (21) и (23).

Упругопластическая граница и краевые условия. В упругой зоне имеет силу решение (11). Однако постоянные интегрирования теперь не определяются из (12). На упругопластической границе напряжения и радиальное перемещение являются непрерывными. Пусть $\rho=\rho_c$ и $\gamma=\gamma_c$ на этой границе. Краевое условие (6) относится к упругой зоне и его следует использовать совместно с решением (11). Условия непрерывности напряжений на упругопластической границе получаются из (11) и (13). Эти три условия дают следующие три соотношения

$$\begin{gathered}A+\frac{B}{\rho_c^2}-\frac{\Omega(3+\nu)}{8}\rho_c^2=\frac{2}{\sqrt{3}}\sin\gamma_c\\ A-\frac{B}{\rho_c^2}-\frac{\Omega(1+3\nu)}{8}\rho_c^2=\frac{\left(\sin\gamma_c+\sqrt{3}\cos\gamma_c\right)}{\sqrt{3}}.\\ A+B-\frac{\Omega(3+\nu)}{8}=0\end{gathered} \tag{24}$$

Из первых двух уравнений этой системы найдем

$$\begin{gathered}A=\frac{\left(\sqrt{3}\sin\gamma_c+\cos\gamma_c\right)}{2}+\frac{(1+\nu)\rho_c^2\Omega}{4}\\ B=\left[\frac{\sin\gamma_c-\sqrt{3}\cos\gamma_c}{\sqrt{3}}+\frac{(1-\nu)\rho_c^2\Omega}{4}\right]\frac{\rho_c^2}{2}\end{gathered}. \tag{25}$$

Подставляя (25) в третье уравнение системы (24), получим

$$\sqrt{3}\sin\gamma_c+\cos\gamma_c+\frac{\left(\sin\gamma_c-\sqrt{3}\cos\gamma_c\right)\rho_c^2}{\sqrt{3}}+\left[1+\nu+\frac{(1-\nu)}{2}\rho_c^2\right]\frac{\rho_c^2\Omega}{2}-\frac{(3+\nu)\Omega}{4}=0. \qquad (26)$$

Пусть $\gamma=\gamma_a$ и $\dot{\varepsilon}_\theta^p=\dot{\varepsilon}_a$ при $\rho=a$. Из краевого условия (7) следует, что $\dot{u}=0$ при $\rho=a$. Вследствие (8), это условие эквивалентно условию $\dot{\varepsilon}_\theta=0$ при $\rho=a$. Тогда, из (17) получим, что

$$k\dot{\tau}+\frac{k}{\sqrt{3}}\left[(1-2\nu)\cos\gamma_a-\sqrt{3}\sin\gamma_a\right]\dot{\gamma}_a+\dot{\varepsilon}_a=0. \qquad (27)$$

Здесь было учтено, что граница $\rho=a$ фиксирована в пространстве и поэтому производная $\dot{\gamma}$ при $\rho=a$ равна $\dot{\gamma}_a$. Если $\Omega\neq const$, то условие (27) эквивалентно следующему условию

$$k\frac{d\tau}{d\Omega}\dot{\Omega}+\frac{k}{\sqrt{3}}\left[(1-2\nu)\cos\gamma_a-\sqrt{3}\sin\gamma_a\right]\dot{\gamma}_a+\dot{\varepsilon}_a=0. \qquad (28)$$

Таким образом, краевое условие для уравнения (20) имеет вид $\gamma=\gamma_c$ при $\rho=\rho_c$. Чтобы получить краевое условие для уравнения (21), необходимо найти $\dot{\gamma}$ при $\rho=\rho_c$. Поскольку упругопластическая граница перемещается в пространстве, то

$$\dot{\gamma}_c=\dot{\gamma}\big|_{\rho=\rho_c}+\left(\frac{\partial\gamma}{\partial\rho}\right)\Bigg|_{\rho=\rho_c}\dot{\rho}_c.$$

Исключая здесь производную $\partial\gamma/\partial\rho$ с помощью уравнения (20), в котором следует заменить ρ на ρ_c и γ на γ_c, получим краевое условие для уравнения (21) в форме

$$\left(\frac{\partial\gamma}{\partial\rho}\right)\Bigg|_{\rho=\rho_c}=\dot{\gamma}_c-\frac{\left(\sqrt{3}\cos\gamma_c-\sin\gamma_c-\sqrt{3}\Omega\rho_c^2\right)}{2\rho_c\cos\gamma_c}\dot{\rho}_c.$$

Функции $\Omega(t)$ и $\tau(\Omega)$ должны быть заданы. Задавая некоторое произвольное значение ρ_c, величина γ_c определяется из (26). При этих значениях параметров численное решение уравнений (20) и (21) позволяет найти γ_a и $\dot{\gamma}_a$, а также зависимости γ и $\dot{\gamma}$ от ρ. Используя эти зависимости, можно численно найти решение уравнения (23) при условии, что $\dot{\varepsilon}_\theta^p=0$ на упругопластической границе $\rho=\rho_c$. Из этого решения, в частности, находится величина $\dot{\varepsilon}_a$. Полученное решение, в общем случае, не удовлетворяет краевому условию (28). Итерационная процедура должна быть использована, чтобы удовлетворить этому условию, определяя соответствующее значение ρ_c. Предельное состояние диска получается при выполнении условия $\rho_c=1$.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ-11-01-93001.

Список литературы

1. Tang S. Note on acceleration stress in a rotating disk // International Journal of Mechanical Sciences. - V.12, 1970. – P. 205 - 207.
2. Reddy T.Y., Srinath H. Effect of acceleration stresses on the yielding of rotating disks // International Journal of Mechanical Sciences. - V.16, 1974. - P. 593 - 596.
3. Farshad M. Stresses in rotating disks of materials with different compressive and tensile moduli // International Journal of Mechanical Sciences. - V.16, 1974. - P. 559 - 564.
4. Deresiewicz H. Acceleration stresses in disks of variable thickness // Transactions of ASME Journal of Applied Mechanics. - V.42, 1975. – P. 727-729.
5. Genta G., Gola M., Gugliotta A. Stress field in orthotropic accelerating disks // Transactions of ASME Journal of Applied Mechanics. - V.49., 1982. - P.658 - 660.

6. Guven U., Parmaksizoglu C., Altay O. Elastic-plastic rotating annular disk with rigid casting // ZAMM – Journal of Applied Mathematics and Mechanics. - V.79, 1999. - P. 499 - 503.
7. Ma G., Hao H., Miyamoto Y. Limit angular velocity of rotating disc with unified yield criterion // International Journal of Mechanical Sciences. - V.43, 2001. - P. 1137 - 1153.
8. Eraslan A.N., Orcan Y. On the rotating elastic-plastic solid disks of variable thickness having concave profiles // International Journal of Mechanical Sciences. - V.44, 2002. - P. 1445 - 1466.
9. Eraslan A.N., Agreso H. Limit angular velocity of variable thickness rotating disks // International Journal of Solids and Structures. - V.39, 2002. - P. 3109 - 3130.
10. Eraslan A.N. Elastic-plastic deformations of rotating variable thickness annular disks with free, pressurized and radially constrained boundary conditions // International Journal of Mechanical Sciences. - V.45., 2003. – P. 643-667.
11. Eraslan A.N., Akis T. On the elastic-plastic deformation of a rotating disk subjected to a radial temperature gradient // Mechanics Based Design of Structures and Machines. - V.31, 2003. - P. 529 - 561.
12. Bhowmick S., Misra D., Saha K.N. Approximate solution of limit angular speed for externally loaded rotating solid disk // International Journal of Mechanical Sciences. - V.50, 2008. - P. 163 - 174.
13. Chakrabarty J. Theory of plasticity - New-York: McGraw-Hill Book Company, 1998.

УДК 621.896-82-762

ГЕРМЕТОЛОГИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ

GERMETOLOGICHESKY SYNTHESIS OF SEALING SYSTEMS

Макаров В.А.[(а)] д.т.н., проф., Панов А.А.[(б)] аспирант
([(а)]МГУПИ, Москва; [(б)]МГУПИ, Кашира, Россия)

Изложена методика определения утечек и подбора уплотнений для отдельные стыков изделия при нормированной величине суммарной негерметичности. Методика основана на использовании теории линейных электрических цепей.

The technique of definition of leaks and selection of consolidations for separate product joints at the set size total not is stated tightness. The technique is based on use of the theory of linear electric chains.

Под герметологическим синтезом понимается обеспечение герметичности объектов машин, оборудования и сборочных единиц с помощью уплотнений. В данном докладе рассматривается расчётная модель по подбору уплотнений системы, состоящей из ряда локальных соединений. Обычно для сохранения функциональных свойств изделия в конструкторской документации закладываются нормы по степени герметичности *«В»* [1], исходя из условий хранения и эксплуатации. Допустимый поток для отдельных сборочных единиц, входящих в это изделие, должен быть определен, исходя из степени герметичности изделия в целом. Однако в технических требованиях к параметрам контроля герметичности эта взаимосвязь часто не учитывается: допустимые потоки для локальных стыков изделий могут быть больше или меньше суммарного допустимого потока.

Несоблюдение соотношения величин общей и локальной степени герметичности приводит к возможному появлению брака или к неоправданному усложнению и удорожанию процесса испытания.

В некоторых источниках рекомендуется локальную степень герметичности отдельных стыков изделия проверять в соответствии с формулой:

$$Q_i = \frac{Q}{n}$$

где Q_i, Q — суммарный и локальный допустимые потоки соответственно,

n - количество стыков или участков изделия, проверяемые на герметичность.

Однако эта формула не учитывает расположение уплотнений изделия при испытании его под газовой или гидравлической нагрузкой, которые могут располагаться по отношению к энергетическому источнику последовательно и параллельно (рис. 1).

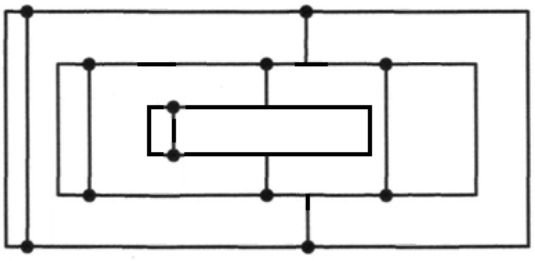


Рис. 1 – Изделие проверяемое на герметичность.

Подобно линейной электрической цепи герметологическая схема может быть представлена рядом последовательно, параллельно или смешанно соединенных сопротивлений, в которой роль последних выполняют гидравлические уплотнения. Исходя из расположения элементов данной герметологической цепи (сопротивлений) можно построить соответствующую эквивалентную схему (рис. 2):

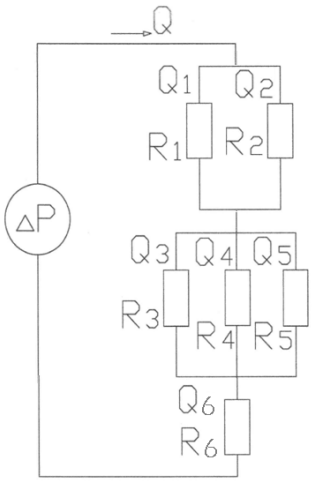


Рис. 2 – Схема герметологической цепи

Расчет подобных герметологических схем с целью определения допустимых потоков для отдельных локальных стыков базируется на методах теории расчета линейных электрических цепей [2]. Для корректного использования этих методов важно установить соответствие между параметрами электрической цепи и её механическими аналогами.

Для большинства изделий машиностроения и приборостроения степень герметичности В определена диапазоном от 10^{-3} до 10^{-7} $м^3Па/с$. Такая степень герметичности предполагает молекулярный режим истечения через уплотнения [3]:

$$\mathrm{G} = \frac{\mathrm{dN}}{\mathrm{dt}}$$

где:

G – молекулярного расхода

N – количество молекул, перемещаемых в единицу времени.

Учитывая указанный диапазон степени герметичности, можем рассматривать среду как несжимаемую и, следовательно, использовать электрогидравлическую аналогию.

Для более точного понимания этой аналогии, рассмотрим основные параметры: в электрической цепи - "ток-потенциал-заряд", а в герметологической цепи - "молекулярный расход-давление-количество молекул".

Любая течь оказывает сопротивление R молекулярному расходу. По аналогии с линейной электрической цепью можно записать соотношение между молекулярным расходом G и перепадом давлений Δp:

$$G = \frac{\Delta p}{R} \quad (1)$$

или

$$\frac{\mathrm{dN}}{\mathrm{dt}} = \frac{\Delta n k T}{R}$$

где G – расход,$с^{-1}$

Δp – перепад давление, Па

R – сопротивление, Па · с

N – количество молекул, моль

n – плотность, кг · $м^3$

k - постоянная Больцмана, $Дж/К$

Отсюда, выполнив некоторые математические исчисления, можно заключить, что сопротивление молекулярному расходу имеет вид:

$$R = \frac{kT}{Sa} \quad (2)$$

Для определения влияния длины l течи на сопротивление воспользуемся уравнением Финна [3], являющееся механическим аналогом напряженности электрического поля и выраженное числом молекул N, перетекающих под действием перепада плотностей через единичную площадь в единицу времени, т.е. $N = -D\frac{dn}{dx}$ где D - коэффициент самодиффузии в однородной среде или коэффициент взаимной диффузии при наличии бинарной смеси газов; $\frac{\mathrm{dn}}{\mathrm{dx}}$ – изменение плотности на единицу длины.

При небольшой длине l течи величина $\mathrm{N} = -D\frac{dn}{dx}$, а выражение для определения сопротивления R будет представлено в виде:

$$R = \frac{kT}{D} \cdot \frac{l}{S} \tag{3}$$

т.е. сопротивление течи прямопропорционально вероятной энергии молекул, длине течи и обратнопропорционально коэффициенту диффузии и площади поперечного сечения течи.

Граничные условия позволяют определить минимальную длину $\mathrm{l_{min}}$ течи, до которой не учитывается падение давления.

Из равенства уравнений (3) следует, что

$$\mathrm{l_{min}} = \frac{\mathrm{D}}{\mathrm{a}}, \tag{4}$$

где $a = \left(\frac{kT}{m}\right)^{\frac{1}{2}}$

Согласно газокинетической теории коэффициент диффузии

$$\mathrm{D} = \frac{1}{3}\lambda\bar{\upsilon}$$

где λ - длина свободного пробега молекулы, м

$\upsilon = \left(\frac{8kT}{\pi m}\right)^{\frac{1}{2}}$ – средняя скорость молекулы, м/с

m - масса молекулы, кг

При подстановке этих выражений в (4) имеем: $\mathrm{l_{min}} = 0{,}53\lambda$,

т.е. минимальная длина течи, эквивалентная толщине тонкой стенки, при которой не учитывается падение давления, составляет примерно половину длины свободного пробега молекулы. В общем случае формула для расчета молекулярного расхода $\mathrm{G_M}$ при молекулярном режиме истечения определяется по уравнению:

$$G_M = \frac{DS}{kTl}\Delta P \text{ или } \mathrm{G} = \frac{DS}{l}\Delta n \tag{5}$$

$$\text{или} \quad G_M = \frac{1}{3}\lambda\bar{v}\frac{S}{l}(n_1 - n_2) \tag{6}$$

Уравнение (8), где $n_1 > n_2$ используется при расчете диффузионных потоков, вызванных перепадом плотностей Δn и обусловленных разностью парциальных давлений. Длина свободного пробега в молекулярном режиме истечения для круглых течей в формуле (6) может быть заменена характерным размером - радиусом r. Отсюда формула (6) преобразуется к виду:

$$G_M = 1{,}06\frac{rS}{l}\left(\frac{kT}{m}\right)^{1/2}(n_1 - n_2), c^{-1} \tag{7}$$

Величина сопротивления R , определенная по формуле (6) с учетом упомянутых значений $D, \lambda, \bar{v}$ будет равна:

$$R = 0{,}94\frac{l}{rS}(mkT)^{1/2}, \text{Па} \cdot \text{с} \tag{8}$$

С помощью принятой модели можно рассчитывать и другие параметры процесса истечения, используемые в течеискании: молекулярный поток, проводимость потока, величину течи.

Так, значение молекулярного потока Π_Mопределяется по формуле:

$$\Pi_M = G_M \cdot P_{cp} = 0{,}53\frac{rS}{l}kT\left(\frac{kT}{m}\right)^{1/2}({n_1}^2 - {n_2}^2) \tag{9}$$

где P_{cp}- среднее давление, определяемое из выражения, Па

$$P_{ср} = \frac{n_1 - n_2}{2} kT$$

Проводимость α_M потока $П_M$ равна:

$$\alpha_M = 0{,}53 \frac{rS}{l} kT \left(\frac{kT}{m}\right)^{1/2} (n_1 - n_2) \qquad (10)$$

Величина течи B_M определяется по формуле:

$$B_M = G_M \cdot kT \frac{p_a}{p_2 - p_1} \sqrt{\frac{M}{M_B}} = 1{,}06 \frac{rS}{l} kT \left(\frac{kT}{m_B}\right)^{1/2} n_a \qquad (11)$$

где $p_a,\ n_a$ – давление и плотность атмосферной среды; Па, кг · м^3

$p_1,\ p_2 -$ давление среды с плотностями n_1 и n_2, Па

$M_B,\ m_B -$ относительная молекулярная масса и масса молекулы воздуха, кг

Расчет подобных герметологических схем с целью определения допустимых потоков для отдельных локальных стыков базируется на методах теории расчета линейных электрических цепей [2].

Для более корректного определения степени негерметичности отдельных уплотнений используем метод математического описания процессов.

Математическое описание процессов, в рассматриваемых течах базируется на составлении компонентных и топологических уравнений Компонентные уравнения или уравнения ветвей устанавливают связь между расходом и давлением в каждой ветви. Топологические уравнения или уравнения узлов выражены законами Кирхгофа.

Первый закон Кирхгофа для герметологических цепей гласят, что алгебраическая сумма молекулярных расходов в любом узле равна нулю, т.е.

$$\sum_{i}^{n} \frac{\partial N_i}{\partial t} = \sum_{i}^{n} Q_i = 0 \qquad (12)$$

где i - номер ветви подходящей к узлу.

Второй закон Кирхгофа применительно к рассматриваемым цепям трактуется, как алгебраическая сумма потенциалов (перепадов давлений) в любом замкнутом контуре равна нулю, т.е.

$$\sum_{i}^{n} P_i = 0 \qquad (13)$$

где P_i - потенциал давления (при перепаде давлений используется величина ΔP_i на i - м элементе контура, взятое с соответствующим знаком, Па.)

Степень герметичности изделия определяется по формуле:

$$B = \frac{V\Delta P}{\Delta t} \cdot \frac{1}{\left(\frac{P_и}{P_{атм}}\right)^2 - 1}, \qquad \frac{м^3 Па}{с}, \qquad (14)$$

В которой общая утечка равна:

$$Q = \frac{V\Delta P}{\Delta t}, \qquad \frac{м^3 Па}{с} \qquad (15)$$

Предполагая, что у нас везде используются уплотнения с одинаковыми параметрами, то используем второй закон Кирхгофа для нахождения утечки в каждом соединении:

$$Q = Q_1 + Q_2 = Q_3 + Q_4 + Q_5 = Q_6, \qquad с^{-1}$$

$$Q_1 = Q_2 = \frac{Q}{2}; \quad Q_3 = Q_4 = Q_5 = \frac{Q}{3}$$

$$Q_6 = Q$$

Рассмотрим замкнутую герметологическую цепь сопротивлений R_1, R_2:

Учитывая, что сопротивление цепи одинаковое, то можно сделать вывод, что в каждом контуре давление будет составлять $1/3$ часть от общего.

$$\frac{P}{3} = \frac{Q}{2} R_1 + \frac{Q}{2} R_2 = \frac{Q}{2} (R_1 + R_2) = \frac{Q}{2} R_{1.2}$$

$$R_{1.2} = \frac{2P}{3Q}, \qquad \frac{Па \cdot с}{м^3}$$

Эквивалентное сопротивление цепи, состоящей из n параллельных соединённых сопротивлений, определяется по формуле:

$$\frac{1}{R_э} = \sum_{k=1}^{n} \frac{1}{R_k} \tag{16}$$

В частном случае параллельное соединение двух сопротивлений R_1 и R_2, определяется по формуле:

$$R_{1.2} = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} = \frac{R^2}{2R} = \frac{R}{2} \tag{17}$$

$$R = R_{1.2} \cdot 2, \qquad \frac{Па \cdot с}{м^3}$$

Рассмотрим замкнутую герметологическую цепь сопротивлений R_3, R_4, R_5:

$$\frac{P}{3} = \frac{Q}{3}R_3 + \frac{Q}{3}R_4 + \frac{Q}{3}R_5 = \frac{Q}{3}(R_3 + R_4 + R_5) = \frac{Q}{3}R_{3,4,5}$$

$$R_{3,4,5} = \frac{3P}{3Q}, \qquad \frac{Па \cdot с}{м^3}$$

$$R_{3.4.5} = \frac{R_3 \cdot R_4 \cdot R_5}{R_3 \cdot R_4 + R_4 \cdot R_5 + R_5 \cdot R_3} = \frac{R^3}{3R^2} = \frac{R}{3}$$

$$R = 3 \cdot R_{3.4.5}, \qquad \frac{Па \cdot с}{м^3}$$

Аналогично электрической цепи, представляющую собой одноконтурную модель, в которой все сопротивления заменены общим сопротивлением (рисунок 3), мы должны определить общее сопротивление герметологической цепи по формуле:

$$R_{общ} = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} + \frac{R_3 \cdot R_4 \cdot R_5}{R_3 \cdot R_4 + R_4 \cdot R_5 + R_5 \cdot R_3} + R_6, \qquad \frac{Па \cdot с}{м^3} \tag{18}$$

Эквивалентное сопротивление цепи, состоящей из n последовательно соединённых сопротивлений, равно сумме этих сопротивлений (рис. 3).

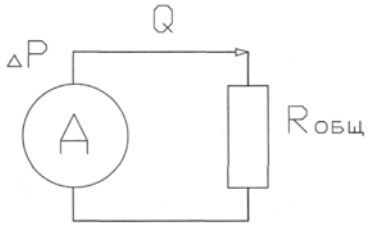


Рис. 3 – Схема общей герметологической цепи

Для расчета основных параметров уплотнений необходимо определить падение давления из формулы степени герметичности (14):

$$\Delta P = \frac{B\left(\Delta t\left(\frac{P_и}{P_{атм}}\right)^2 - 1\right)}{V}, \qquad Па \tag{19}$$

Параметры уплотнений неподвижных соединений зависят от контактного давление $P_к$ на эластомерное уплотнение, шероховатости контактируемых поверхностей R_z, диффузионной проницаемости Ψ среды, равной $\psi=0{,}94\sigma^2(n_1+n_2)S+141{,}76r$, и геометрических размеров каналов.

Формулу для нахождения контактного давления можно вывести из формул расхода [4] через уплотнение неподвижных соединений:

$$Q = \Psi_0 \frac{B\Delta P}{l\mu} R_z^3 e^{-3P_к/kE} \tag{20}$$

Величина контактного давления для подобных уплотнений будет равна :

$$P_к = \ln\left(\frac{l \cdot \mu}{R_z^3 \cdot R_{1.2} \cdot B \cdot \Psi_0}\right) \cdot K \cdot E \tag{21}$$

где l – характерная длина микроканалов, мкм

B – характерная ширина микроканалов, мкм

R_z – шероховатость пазов стыка, мкм

E – модуль упругости для резин, Па

K и Ψ_0 – коэффициенты, зависящие от качества обработанной поверхности.

Значение Рк должно удовлетворяет условию: $1{,}5 \cdot 10^6$ Па < $P_к$ < $3 \cdot 10^6$ Па

При установке кольца диаметром d в закрытую канавку высотой H на уплотняемых поверхностях шириной l_0 возникает начальное контактное давление $P_{к0}$, определяемое относительной деформацией сжатия и модулем упругости E: $P_{кз} = E \cdot \varepsilon \cdot K_ф$. Отсюда определяем величину сжатия и подбираем диаметр эластомерного кольца

$$\varepsilon = \frac{P_{кз}}{E \cdot K_ф} \tag{22}$$

Тогда высота канавки определяется:

$$\varepsilon = \frac{d_{1.2} - H_3}{d_{1.2}} \quad \text{при } d_{1.2} = 7{,}5\text{мм} \quad H_3 = 6{,}225\text{мм} \tag{23}$$

По полученным данным мы можем определить необходимые параметры уплотнений (Рис. 4).

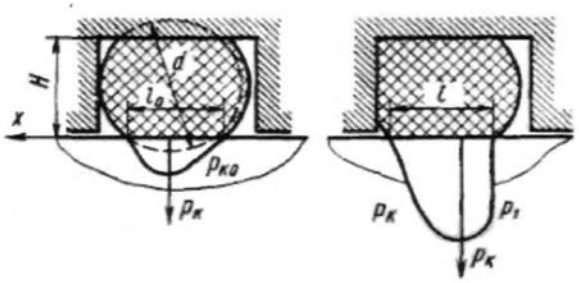


Рис. 4 . Выбор параметров уплотнений для неподвижных соединений

Данную методику герметологического синтеза можно применить и для других видов уплотнений.

Список литературы.

1. Евлампиев А.И., Попов Е.Д., Сажин С.Г., Сумов П.С. Течеискание. М.: Спектр. 2011.
2. Агабеков Г.И. Теоретические основы электротехники. Линейные электрические цепи. М.: Лань. 2010.
3. Сивухин Д.В. Общий курс физики. Том 2. Термодинамика и молекулярная физика. М.: Физматги., 2005.
4. Уплотнения и уплотнительная техника: Справочник / Л. А. Кондаков, А. И. Голубев, В. Б. Овандер и др.; Под ред. А. И. Голубева, Л. А. Кондакова. М.: Машиностроение. 1986.

УДК 621.896-82-762

ЧАСТОТНЫЙ МЕТОД КАЛИБРОВКИ ГАЗОАНАЛИТИЧЕСКИХ ТЕЧЕИСКАТЕЛЕЙ

FREQUENCY METHOD OF CALIBRATION GAS ANALYZNG LEAK DETECTORS

Макаров В.А. д.т.н., проф., Тютяев Р.Е.
(Московский Государственный Университет Приборостроения и Информатики, Москва, Россия)

С целью уменьшения погрешностей при калибровке газоаналитических течеискателей предлагается метод, основанный на переносе определенного количества молекул из измерительной камеры, которая проверяется на герметичность, через дроссельное устройство, называемое частотным сопротивлением.

Ключевые слова: *метод, калибровка, герметичность, контроль герметичности, течеискатель.*

In order to reduce the errors in the calibration gas analyzing leak detectors proposed a method based on the transfer of a certain number of molecules in the measuring chamber, which is checked for leaks, a throttling device, called a frequency resistance.

Keywords: *method, calibration, leak, leak detection, leak detector.*

При контроле герметичности изделий массового производства очень важной задачей является поверка метрологических характеристик средств контроля.

В настоящее время для определения метрологических характеристик проводят калибровку газоаналитических течеискателей с использованием методов, основанных на регистрации параметров потока или изменения давления при истечении газа через дроссельные устройства, выполненные в виде щелевых и цилиндрических отверстий [1].

Подобные дроссельные устройства не обладают стабильными расходными характеристиками, поскольку те зависят от параметров окружающей среды, состава и давления газа, режима течения и, кроме того, эти устройства склонны к засорению механическими частицами, что существенно меняет их проходные сечения.

С целью уменьшения погрешностей при калибровке газоаналитических течеискателей предлагается метод, основанный на переносе определенного количества молекул из измерительной камеры, которая проверяется на герметичность, через дроссельное устройство, называемое частотным сопротивлением.

На рис. 1 приведена схема, поясняющая суть предлагаемого метода калибровки газоаналитических течеискателей.

Схема включает в себя: измерительный объем V_i 1, находящийся под постоянным давлением P_i , калибровочный объем V_0 2, камеру сброса V_k 3, в которой поддерживается постоянное давление P_k. Калибровочный объем соединяется с измерительным объемом и камерой сброса через клапаны 4 и 5, соответственно. При этом, давление P_i будет больше давления P_k, вследствие чего, поток газа направлен из измерительного объема через калибровочный объем в камеру сброса через клапаны 4 и 5, управляемые с помощью генератора 6 инверсными сигналами t и $\overline{t}$.

Метод калибровки газоаналитического течеискателя осуществляется следующим образом. В исходном положении клапан 4 под действием сигнала t открыт, клапан 5 под действием сигнала $\overline{t}$ закрыт. Пробный газ заполняет измерительный 1 и калибровочный 2 объемы и находится под давлением P_i. Количество молекул N_iв камере V_0 будет равно [2]:

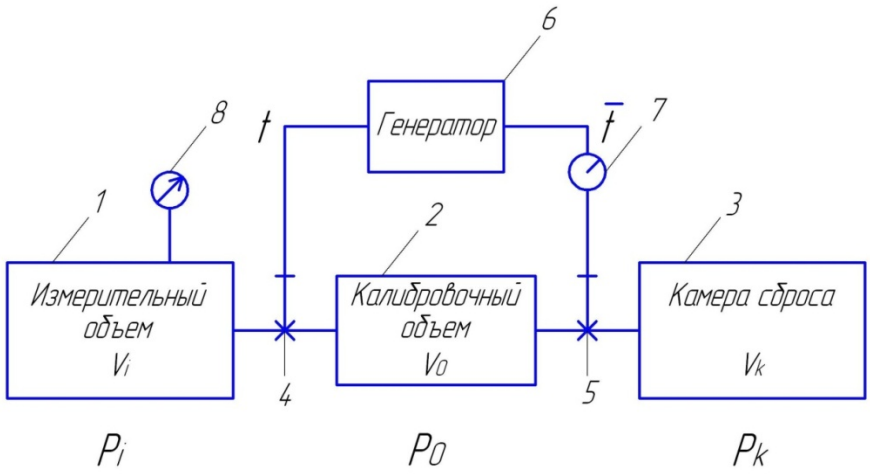


Рис. 1. Схема калибровки газоаналитического течеискателя.

1-измерительный объем V_i ; 2- калибровочный объем V_0 ; 3- камера сброса V_k ; 4,5-клапаны; 6-генератор; 7-частотомер; 8-манометр.

$$N_i = \frac{P_i V_0}{kT}, \qquad (1)$$

где k - постоянная Больцмана; T – абсолютная температура газа.

По сигналу $\bar{t}$ калибровочный объем 2 соединяется через открытый клапан 5 с камерой сброса 3, а закрытый клапан 4 изолирует его от измерительного объема 1. Пробный газ заполняет калибровочный объем 2 и камеру сброса 3 и находится под давлением P_k. Количество молекул N_k в камере V_0 будет равно:

$$N_k = \frac{P_k V_0}{kT} \qquad (2)$$

При давлении $P_i > P_k$ количество молекул, перетекающих из измерительного объема 1 в камеру сброса 3 через калибровочный объем 2 за один такт будет равен:

$$N_i - N_k = \Delta N = \frac{V_0}{kT}(P_i - P_k) \qquad (3)$$

За n тактов генератора общее число молекул будет равно:

$$N = \Delta N \cdot n = \frac{V_0 \cdot n}{kT}(P_i - P_k) \qquad (4)$$

Молекулярный расход $\frac{dN}{dt}$ определяться по формуле:

$$\frac{dN}{dt} = \frac{dn}{dt} \cdot \frac{V_0}{kT}(P_i - P_k) \qquad (5)$$

Учитывая, что $\frac{dn}{dt} = f$ – частота переключений генератора, молекулярный расход Q_N будет определяться по формуле:

$$Q_N = \frac{dN}{dt} = \frac{fV_0}{kT}(P_i - P_k) \qquad (6)$$

Общий поток газа Q через калибровочный объем будет равен:

$$Q = Q_N \cdot kT = fV_0(P_i - P_k) \qquad (7)$$

Введем обозначение коэффициента расхода α:

$$\alpha = fV_0 \tag{8}$$

Отсюда

$$Q = \alpha(P_i - P_k). \tag{9}$$

Поскольку коэффициент расхода α не зависит от температуры и давления газа, уравнение (9) представляет собой линейную функцию потока Q от перепада давления $(P_i - P_k)$.

В частном случае, если давление в камере сброса будет равно атмосферному P_0, то поток будет равен:

$$Q = \alpha \cdot \mathrm{P}^*, \tag{10}$$

где P^* - избыточное давление.

Величина потока при калибровке газоаналитического течеискателя определяется расчетным путем и зависит от частоты переключений клапанов 4 и 5, фиксируемой частотомером 7, давления в измерительном объеме, измеряемого манометром 8, и величины калибровочного объема V_0.

Предлагаемый частотный метод повышает стабильность потоков пробных газов при калибровке газоаналитического течеискателя путем исключения влияния изменения барометрического давления, температуры окружающей среды и механических примесей, находящихся в пробном газе.

Данный метод может быть использован в манометрических средствах контроля герметичности, где основным показателем при калибровке приборов контроля герметичности является изменение давления.

Рассмотрим работу схемы, приведенной на рис. 1, при изменении давления во взаимосвязанных объемах. При открытии клапана 4 измерительный объем V_i соединяется с калибровочным объемом V_0, в результате чего образуется усредненное давление $P_{ср.}$:

$$P_{ср.} = \frac{P_i V_i + P_0 V_0}{V_i + V_0}, \tag{11}$$

где P_0 - атмосферное давление.

За один такт переключения объемов происходит падение давления в измерительном объеме на величину Δp:

$$\Delta p = P_i - P_{ср.} = P_i - \frac{P_i V_i + P_0 V_0}{V_i + V_0} = \frac{P_i V_i + P_i V_0 - P_i V_i - P_0 V_0}{V_i + V_0} =$$

$$= \frac{P_i V_0 - P_0 V_0}{V_i + V_0} = \frac{(P_i - P_0) V_0}{V_i + V_0} = \mathrm{P}^* \cdot \frac{V_0}{V_i + V_0}, \tag{12}$$

За n тактов падение давления составит $\Delta P = n\Delta p$.

За достоверную величину давления, контролируемого по манометру, принята цена деления прибора $\Delta\varphi$. Следовательно,

$$\Delta\varphi = n\Delta p = n\mathrm{P}^* \cdot \frac{V_0}{V_i + V_0} \tag{13}$$

Таким образом, значение величины контролируемого давления составляет

$$\Delta p = \Delta\varphi / n \tag{14}$$

Увеличение числа n позволит определить малые значения падения давления пробного газа, используемого при калибровке манометрических приборов контроля герметичности.

Известно , что за абсолютную погрешность калибровки манометрических приборов принимается количество молекул ΔN, перенесенные за один такт работы генератора. Отсюда, из уравнения (3) следует, что значение абсолютной погрешности зависит от калибровочного объема V_0. Уменьшение калибровочного объема приводит к увеличению числа n, необходимого для понижения давления в измерительном объеме на одно деление шкалы манометрического прибора, и как следствие к уменьшению абсолютной погрешности.

При постоянстве параметров окружающей среды и давления P_i в камере, относительная погрешность δ калибровки течеискателя определяется как отношение количества молекул ΔN, перетекающих в калибровочной объем V_0 из измерительного объема V_i за один такт, к количеству молекул N, перетекающих в калибровочный объем за n тактов.

$$\delta = \frac{\Delta N}{\sum_1^{n_k} \Delta N_i} = \frac{\frac{V_0}{kT}(P_i - P_k)}{\frac{V_0 n_k}{kT}(P_i - P_k)} = \frac{1}{n_k}, \qquad (15)$$

где n_k - количество тактов генератора, необходимое для снижения давления Δp на величину цены деления измерительного прибора.

Таким образом, увеличивая количество тактов, мы уменьшаем величину и относительной погрешности.

Динамическая погрешность калибровки определяется исходя из времени заполнения и опустошения калибровочного объема. В предельном случае период следования импульсов должен составлять $t_{гр}$ (рис. 2а), а в общем случае $t > t_{гр}$ (рис. 2б).

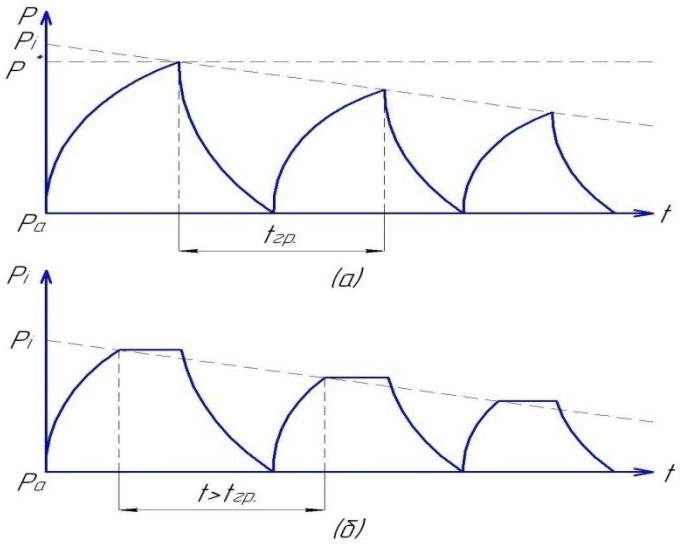


Рис. 2. Характеристики заполнения и опустошения калибровочного объема.

Учитывая, что режим истечения газа в двух взаимосвязанных камерах является турбулентным, воспользуемся формулами определения времени процессов заполнения и опустошения камер, приведенными в [3]:

$$t_з = \frac{V_0}{\varepsilon f \sqrt{\mathrm{T}}} \int_{r_0}^{r} \frac{dr}{\xi(r)}, \qquad (16)$$

где $t_з$- время заполнения калибровочного объема в одном такте,

V_0 - калибровочный объем,

ε - коэффициент расхода,

f – площадь проходного сечения дросселя,

T- абсолютная температура,

$r = \frac{P_i}{P_k}$ – отношение абсолютных давлений при заполнении,

r_0 – значение r при $t=0$,

$$\xi(r) = \sqrt{2gR\frac{k}{k-1}}\sqrt{r^{\frac{2}{k}} - r^{\frac{k+1}{k}}}, \quad (17)$$

где k- отношение теплоемкости воздуха при постоянном давлении к его теплоемкости при постоянном объеме,

R – газовая постоянная ,

g – ускорение свободного падения,

$$t_o = \frac{V_0}{\varepsilon f\sqrt{\mathrm{T}}}\int_{r'_0}^{r'}\frac{dr'}{r'\xi(r')}, \quad (18)$$

t_o - время опустошения калибровочного объема в одном такте.

$r' = \frac{P_k}{P_i}$ – отношение абсолютных давлений при опустошении калибровочного объема.

Так как $t_{гр} = t_з + t_o$, имеем

$$t_{гр} = \frac{V_0}{\varepsilon f\sqrt{\mathrm{T}}}\left[\int_{r_0}^{r}\frac{dr}{\xi(r)} + \int_{r'_0}^{r'}\frac{dr'}{r'\xi(r')}\right]. \quad (19)$$

Следовательно, граничная частота работы генератора будет равна

$$f_{гр} = {}^{1}\!/_{t_{гр}} = 1/\frac{V_0}{\varepsilon f\sqrt{\mathrm{T}}}\left[\int_{r_0}^{r}\frac{dr}{\xi(r)} + \int_{r'_0}^{r'}\frac{dr'}{r'\xi(r')}\right]. \quad (20)$$

Оценим величину граничной частоты для реально возможного случая. Пусть измерительный объем V_i равен 200 см^3, избыточное давление P^* равно 0,01МПа, падение давления за один такт работы генератора - 50Па, тогда калибровочный объем $V_0 = 10^{-6}$ м^3.

При этих данных $t_{гр} = 5\cdot10^{-4}$ с, и $f_{гр} = 2\cdot10^3$ Гц =2кГц.

Таким образом, при реальной частоте работы генератора 100Гц динамическая погрешность будет исключена.

Для определения достоверности калибровки газоаналитического течеискателя были проведены сличительные испытания, где в качестве прототипа был применен известный метод калибровки манометрического прибора контроля герметичности [1].

Схема испытательной установки приведена на рис. 3.

Данный метод калибровки заключается в том, что малое значение падения испытательного давления Δp в измерительном объеме V_i фиксировалось на манометре 8 с помощью усилителя 10.

Путем переключения клапанов 3, 4, 5, 11, 12 может быть использован либо частотный, либо манометрический метод калибровки. Поток газа из измерительного объема определяется по формулам:

$$Q = \frac{V_i}{\Delta t}\Delta p = \frac{V_i}{\Delta t}\ \frac{\Delta\varphi}{k_y}$$ - при использовании манометрического метода калибровки, (21)

$$Q = \frac{V_i}{\Delta t}\Delta p = \frac{V_i}{\Delta t}\ \frac{\Delta\varphi}{n_k}$$ - при использовании частотного метода калибровки, (22)

где k_y - коэффициент усиления, Δt – время контроля, n_k - число тактов работы генератора.

При равном времени контроля $n_k = k_y$. Следовательно, настроив генератор так, чтобы количество тактов было равно коэффициенту усиления, мы измеряем одинаковые контролируемые потоки.

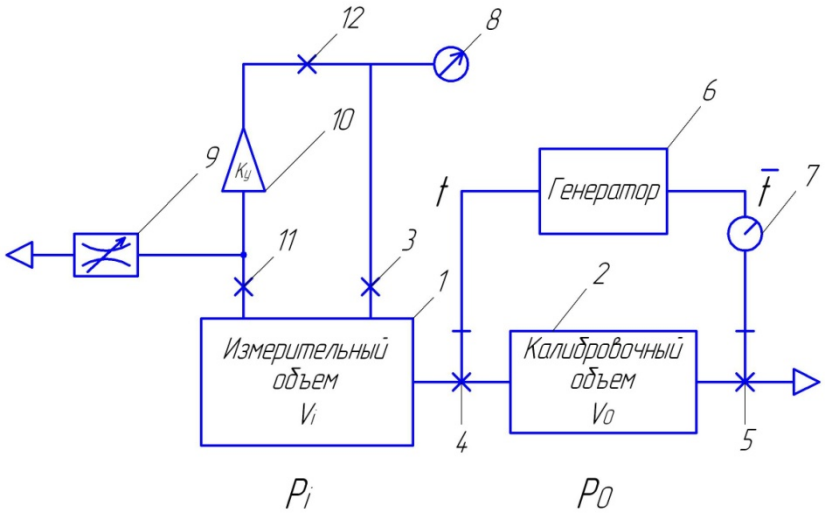


Рис. 3. Схема испытательной установки.
1 -измерительный объем V_i ; 2- калибровочный объем V_0 ; 3, 4, 5, 11, 12- клапаны; 6-генератор; 7-частотомер; 8-манометр, 9- переменный дроссель, 10-усилитель.

Сличительные испытания показали сходимость результатов в диапазоне контролируемых потоков от 10^2до 10^{-2} $\frac{м^3Па}{с}$. При уменьшении контролируемых потоков до 10^{-5} $\frac{м^3Па}{с}$ коэффициент усиления нестабилен, что приводит к значительным погрешностям при калибровке. Калибровка по предлагаемому методу дает стабильные результаты при потоках до 10^{-5} $\frac{м^3Па}{с}$.

Список литературы

1. Неразрушающий контроль: Справочник. Под общ. ред. В.В.Клюева. Т.2. Кн. 1.-М.: Машиностроение, 2003. С. 181.
2. Квасников И.А. Молекулярная физика.- М.: Эдиториал УРСС, 2009. С. 56.
3. Мордасов М.М., Трофимов А.В. Анализ и синтез пневматических устройств. М.: Машиностроение-1, 2005. С. 20

УДК 621.91

ВЫБОР ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ БАЗ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ КАК ЭКСТРЕМАЛЬНАЯ ЗАДАЧА НА ГРАФЕ РАЗМЕРНЫХ СВЯЗЕЙ

CHOICE OF TECHNOLOGICAL BASES OF CASE-SHAPED PARTS AS AN EXTREMUM PROBLEM ON THE COLUMN OF DIMENSIONAL LINKS

Максимовский Д.Е., аспирант, Кузьмин В.В., д.т.н.
(МГТУ СТАНКИН, г. Москва)

Приведен способ выбора технологических баз для корпусных деталей на основе решения прямой задачи размерного анализа. Метод выбора технологических баз по различным критериям оптимальности представлен на примере корпусной детали механизма перемещения пиноли.

Ключевые слова: *корпусная деталь, прямая задача, технологические базы, размерный анализ, граф технологического процесса.*

The mode of a choice of technological bases for case-shaped parts on the basis of the decision of a direct problem of the dimensional assaying is reduced. The method of a choice of technological bases by various criteria of an optimality is presented on an example of a case-shaped part of the gear of migration of a movable sleeve.

Key words*: basic part, direct problem, technological bases, dimensional analysis, count of technological process.*

В настоящее время происходит непрерывный процесс совершенствования конструкций машин, механизмов и приборов. По оценкам специалистов предприятий в разработке новых конструкций нетиповые (оригинальные) детали составляют 70-80 % всех деталей машин. Только 20-30% деталей оказываются унифицированными, причем большинство из них относятся к числу вспомогательных (фланцы, валы и т.п.). К числу оригинальных относятся такие детали, как корпусные детали, кронштейны и т.п., и для них необходимо проектировать индивидуальную технологию.

В ходе анализа литературы по данной теме и опыта эксплуатации различных CAD/CAM систем для машиностроения показал, что для корпусных деталей, пока еще не созданы модели, методики и системы автоматизированного проектирования, с помощью которых возможно в автоматическом режиме назначать схемы базирования и схемы установки. Это возможно из-за того, что пока еще не была разработана полностью формализованная методика выполнения указанных процедур, и они могут выполняться инженером-технологом только в режиме диалога с ЭВМ на основе собственного опыта и интуиции.

Современный этап развития станкостроения позволяет использовать многоцелевые станки с ЧПУ для обработки корпусных деталей. Но такая обработка накладывает определенные ограничения. В данном случае установка и закрепление заготовки должна обеспечивать ее обработку со всех сторон за один установ.

Выбор технологических баз при обработке корпусных деталей на многоцелевых станках представляет собой многовариантную задачу в силу особенностей их геометрической структуры. Эти особенности заключаются в том, что деталь ограничена большим количеством поверхностей □обрабатываемых и не обрабатываемых. Поэтому количество комплектов технологических баз (КТБ), формируемых на поверхностях достаточно велико по сравнению с деталями типа тела вращения. В последнем случае комплекты единых технологических баз (КЕТБ) формируются однозначно (либо ось центровых отверстий

при обработке в центрах, либо поверхности торцев при обработке в патроне с переустановом), а технологические базы на первых операциях назначаются в зависимости от типа производства (либо на универсальных станках, либо на фрезерно – центровальных станках) [1-2].

В процессе выбора КТБ необходимо учитывать многочисленные ограничения и критерии, которые определяют набор его свойств. К важнейшим из них относятся:

- лишение заготовки детали шести степеней свободы при установке ее в приспособлении по поверхностям КТБ (свойство 1);
- наиболее удобная и экономичная конструкция приспособления (свойство 2);
- обеспечение заданной точности замыкающих звеньев (размеров на чертеже с допусками) для составляющих звеньев размерных цепей, которые определяются выбранными технологическими базами (свойство 3);
- обеспечение свойства оптимальности по заданному критерию (свойство 4);

Рассмотрим перечисленные ограничения и критерии при выборе КТБ на примере корпусной детали механизма перемещения пиноли (рис. 1) при обработке ее на многоцелевом станке с горизонтальным расположением шпинделя (рис. 2).

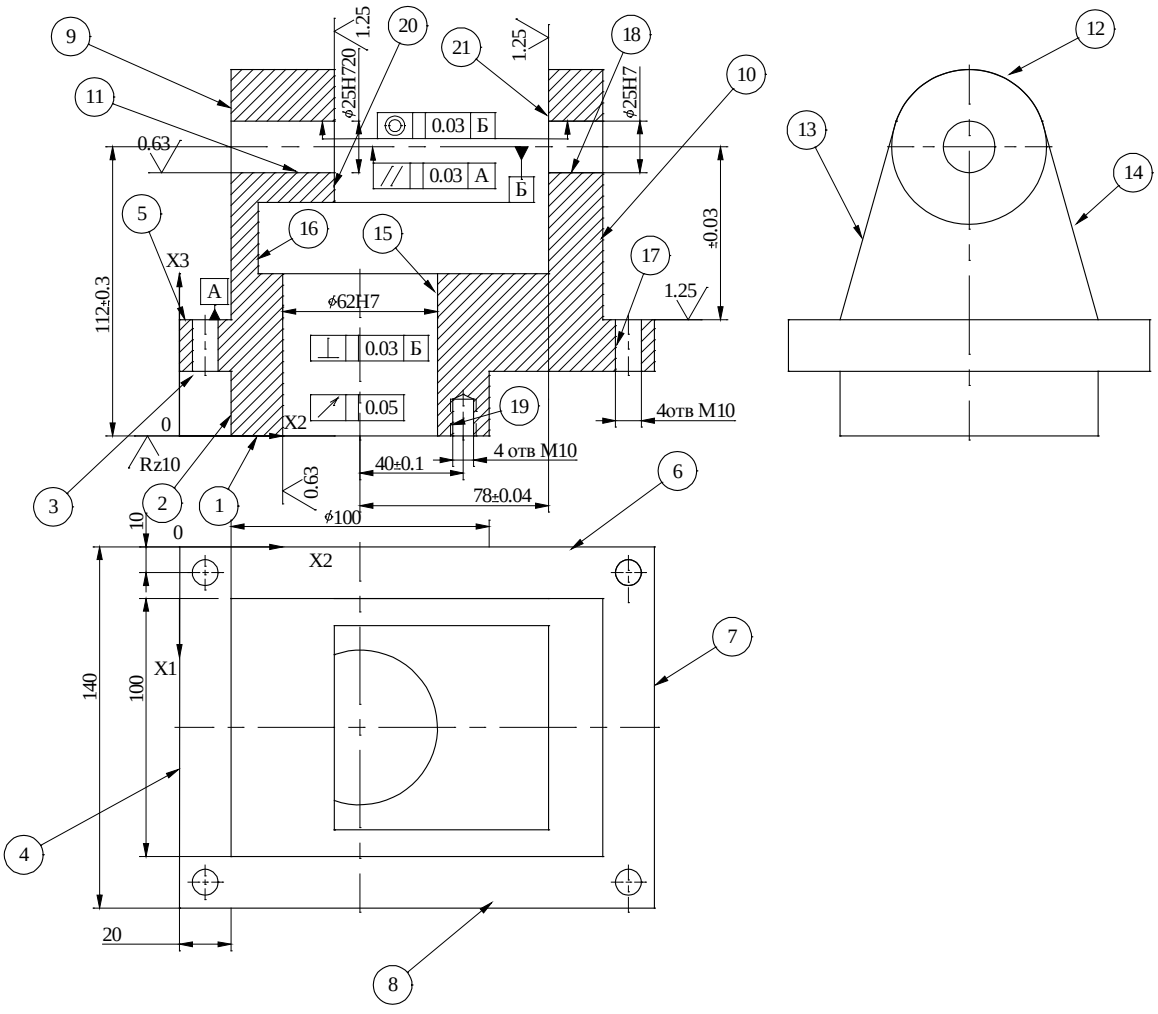


Рис.1. Корпусная деталь механизма перемещения пиноли

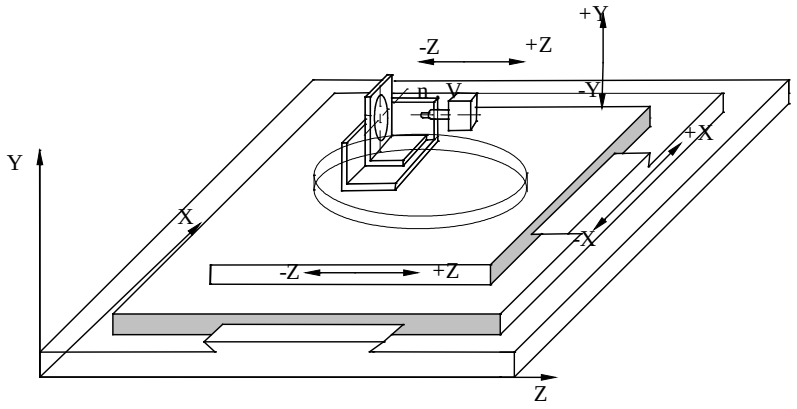


Рис.2. Технологическая схема обработки корпусной детали на многоцелевом станке.

Лишение заготовки детали шести степеней свободы обеспечивается в том случае, если в качестве КТБ выбрать поверхности 3, 4, 6. В этом случае поверхность 3 назначается как установочная база, поверхность 6 – как направляющая база, поверхность 4 как опорная база. С формальной точки зрения свойства указанных поверхностей с точки зрения лишения заготовки шести степеней свободы, при ее установке в приспособлении определяется векторами размерности 6:

$$\begin{aligned} \pi(3) &= (0,0,1,1,1,0) \\ \pi(6) &= (1,0,0,0,0,1) \\ \pi(3) &= (0,1,0,0,0,0)\,. \end{aligned} \qquad (1)$$

Первые три элемента каждого вектора означают лишение (1) линейных степеней свободы по направления X_1, X_2, X_3 координатных осей детали. Элементы 4, 5, 6 каждого вектора означают лишение угловых степеней свободы вокруг координатных осей X_1, X_2, X_3. Возможность лишения 6 степеней свободы определяется логическим условием:

$$\pi(3) \vee \pi(6) \vee \pi(4) = (1,1,1,1,1,1)\,. \qquad (2)$$

Алгоритм моделирования возможных КТБ представлен в работе [3].

Наиболее удобная и экономичная конструкция приспособления зависит от геометрической структуры поверхностей КТБ и их относительного расположения. В первую очередь геометрическая структура базовых поверхностей влияет на сложность установочных элементов приспособления и их себестоимость.

Выбор КТБ, обладающих свойствами 3 и 4, относится к прямой задаче размерного анализа ТП МО, математическая модель которой может быть представлена в виде экстремальной задачи на графах [4]:

Для этого необходимо выделить из заданного графа подграф с требуемыми свойствами.

В качестве исходного графа рассмотрим граф $G = \{P, U\}$, отражающий возможности обработки поверхностей с различных технологических баз, а в качестве искомого подграфа граф $G_{\grave{O}\ddot{I}} = \{P_{\grave{O}\ddot{I}}, U_{\grave{O}\ddot{I}}\}$, отражающий структуру технологического процесса изготовления детали.

Переходим к постановке и решению этой задачи.

Граф $G = \{P, U\}$ отражает множество размерных связей с учётом возможностей обработки поверхностей с различных технологических баз.

P – множество поверхностей в состоянии обработки от заготовки по проходам;

U – множество размеров 4-х групп: конструкторские размеры на чертеже (A), размеры заготовки (ζ), технологические размеры (T), размеры припусков (Z).

Граф технологического процесса $G_{ТП} = \{P_{ТП}, U_{ТП}\}$ удовлетворяет следующим свойствам:

- количество входящих дуг в каждую вершину, не являющуюся поверхностью заготовки (последний символ номера вершины больше 0) равно 1;
- количество размерных цепей для каждого замыкающего звена равно 1;
- количество дуг размеров заготовки равно количеству поверхностей минус 1.

Количество подграфов $G_{ТП} = \{P_{ТП}, U_{ТП}\}$ удовлетворяющих ограничениям 1 – 3 достаточно велико (несколько десятков вариантов). Выбор оптимального варианта зависит от многочисленных факторов: серийность производства, уровень автоматизации производства, точности технологической системы (станок и технологическая оснастка, себестоимости и цикла обработки, точности размеров заготовки, структура поверхностного слоя главных поверхностей). Математические постановки задач оптимизации выбора технологических баз x в зависимости от перечисленных выше факторов используют различные критерии оптимальности $W(x)$ и ограничения $\square\Omega_{(x)}$ (табл. 1).

Таблица 1

Критерий оптимальности	Содержание	Характеристика графа $G_{ТП} = \{P_{ТП}, U_{ТП}\}$	Область применения
$W_1(x)$	Число установов	Длина критического пути	Мелкосерийное производство, обработка на многоцелевых станках
$W_2(x)$	Принцип кратчайшего пути	Сумма составляющих звеньев РЦ, замыкающих размеры детали	Мелкосерийное производство, обработка на универсальных станках повышение точности обработки
$W_3(x)$	Технологическая себестоимость	Сумма показателей себестоимости составляющих звеньев РЦ, замыкающих размеры детали	Мелкосерийное и серийное производство снижение себестоимости
$W_4(x)$	Неравномерность припуска главных отверстий	Сумма показателей точности составляющих звеньев РЦ, замыкающих размеры припусков основных поверхностей	Мелкосерийное и серийное производство – экономия материала и повышение качества обработки основных поверхностей

Длина критического пути графа для критерия $W_1(x)$ определяется путем добавления начальной $Í$ и конечной $Ê$ вершин на графе $G_{ТП} = \{P_{ТП}, U_{ТП}\}$ и взвешивания дуг графа значениями 1.

Формализация критерия $W_2(x)$ заключается в том, что все составляющие звенья РЦ, замыкающие размеры детали, взвешиваются показателями точности технологических размеров.

Формализация критерия $W_3(x)$ заключается в том, что составляющие звенья РЦ, замыкающих размеры детали, взвешиваются показателем технологической себестоимости.

Формализация критерия $W_4(x)$ заключается в том, что все составляющие звенья РЦ, замыкающие размер припуска основных поверхностей детали, взвешиваются значением точности, что приводит к минимальной неравномерности припусков основных отверстий.

В качестве ограничений оптимизационной задачи рассматривается соотношение баланса точности:

$$\delta(A_i) > \sum \mu(x_{ij})$$
$$x_{ij} \in ÐÖ_i . \quad (3)$$

В правой части соотношения (3) суммируются допуска на составляющие звенья размерных цепей замыкающий $i-é$ размер детали.

Для решения рассмотренных выше оптимизационных задач разработан алгоритм, реализующий метод ветвей и границ.

Выводы

1. Разработана математическая постановка прямой задачи размерного анализа, позволяющая выбирать технологические базы при обработке корпусных деталей с учетом различных факторов: тип производства, уровень автоматизации производства, обеспечение качества главных поверхностей после обработки, минимизации технологической себестоимости.

2. Математическая постановка представлена в виде классической задачи выделения из заданного графа подграфа с заданными свойствами. Для формализации указанных свойств предложены критерии оптимальности и метод решения.

Список литературы

1. Кузьмин В.В. Выбор технологических баз при обработке корпусных деталей // Вестник МГТУ Станкин. 2008. № 2. С. 10-14.
2. Тимирязев В.А., Хазанова О.В., Гололобов Д.В., Корниясов С.Ю. Моделирование баз для расчета точности установки на операциях механообработки и сборки // Технология машиностроения. 2010. № 3. С. 32-34.
3. Максимовский Д.Е. Автоматизация проектирования технологических процессов на основе конструкторско-технологической параметризации // «Вестник машиностроения». 2011. № 9. С. 63-65.
4. Кузьмин В.В., Схиртладзе А.Г. Математическое моделирование технологических процессов сборки и механической обработки изделий машиностроения: Учеб. пособ. для вузов. М.: Высш. шк. 2008. 279 с.

УДК 621.891

ОСНОВЫ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ТРАНСПОРТНОЙ ТЕХНИКИ

BASES OF RAISE OF WORKING CAPACITY OF KNOTS OF THE FRICTION OF TRANSPORT TECHNICS

Меделяев И. А., д.т.н.
(ОАО «345 механический завод», г. Балашиха, Россия)

Рассмотрены основы повышения работоспособности узлов трения агрегатов транспортной техники и области применения результатов работы.

Ключевые слова: *смазочный материал, трение, изнашивание, схватывание, температура, нагрузка, скорость скольжения.*

Bases of raise of working capacity of knots of a friction of assemblies of transport technics and scope of results of work are observed.

Keywords: *lubricant, a friction, chafing, a dripping, temperature, loading, speed of sliding.*

В результате выполненного комплекса исследований решена для машиностроения важная научно-техническая проблема по повышению работоспособности узлов трения агрегатов гидравлических систем авиационной техники и других механических и тепловых систем транспортной техники при действии высоких механических и тепловых нагрузок.

Методологической основой её решения явились разработанные экспериментальная модель узла трения агрегата и методы его исследования на трение и изнашивание, алгоритмы расчёта критерия $P_{пр}V$ и разности температур в стыке торцевой пары трения, проектный расчёт для подбора материалов для деталей трения по критерию $P_{пр}V$, а также установленные закономерности работы узлов трения машин [1 ÷ 17].

Методы исследования трения и изнашивания в узлах трения машин и механизмов (применительно к агрегатам) в сочетании с методами оценки температуры поверхности трения упрощают подбор износостойких материалов для деталей узлов трения за счёт сокращения объёма испытаний на изнашивание, позволяют прогнозировать работоспособность машин и совершенствовать технологию их изготовления на предприятиях машиностроения.

Разработаны научные принципы управления процессом трения и износом деталей в узлах трения агрегатов (рис. 1) и обоснованы способы обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях контакта (рис.2).

Применение разработанных способов обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях контакта позволяет увеличить нагрузочную способность узла трения на 30-40%, исключить нежелательные явления переноса бронзы на сталь, схватывания и износа и на 25-30% увеличить ресурс работы агрегата.

Разработаны технические решения и конкретные рекомендации по обеспечению работоспособности узлов трения агрегатов, а также других механических и тепловых систем транспортной техники, которые являются основой для повышения их надёжности в работе посредством установления оптимальных режимов эксплуатации.

Установлена связь параметров на номинальной и контурной площадях контакта, получены соотношения для переноса нагрузок с агрегата на модель – машину трения и разработана структурная схема испытаний узлов трения на износостойкость (рис. 3).

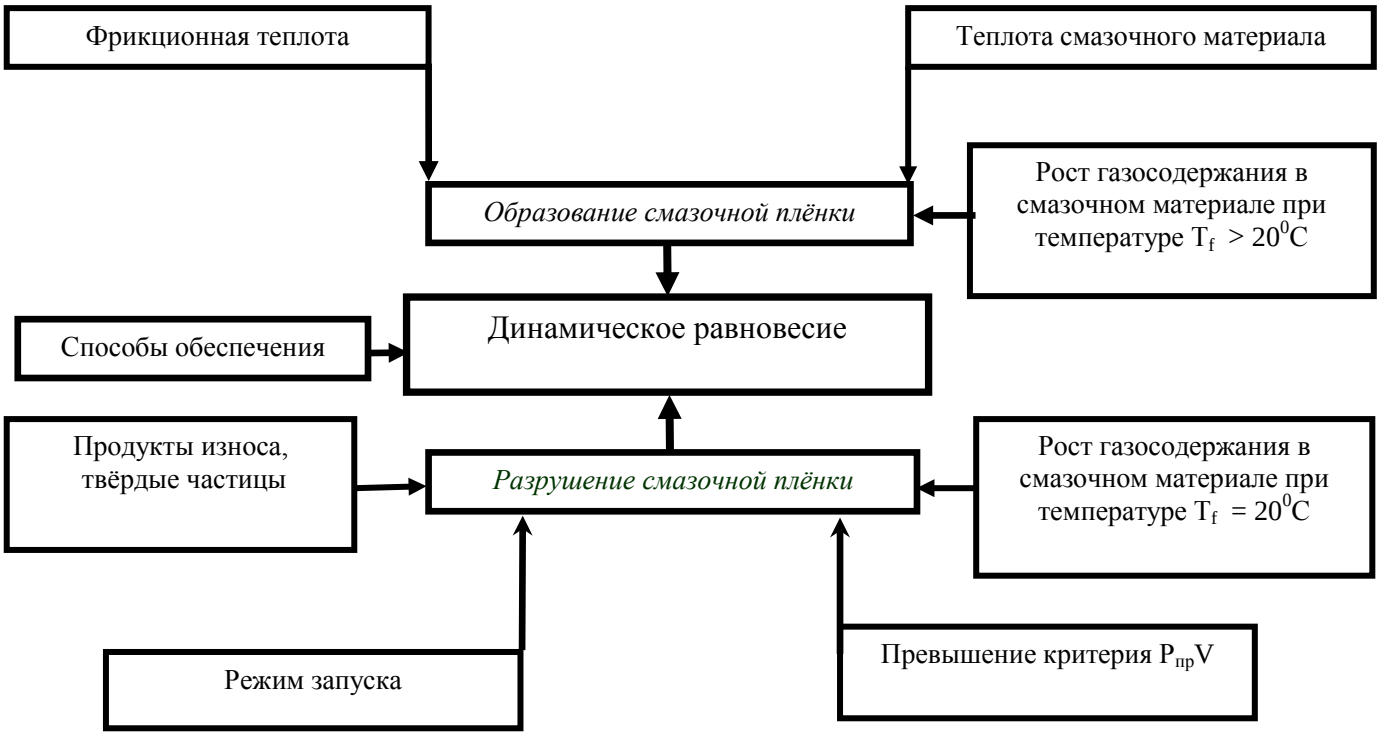


Рис. 1. Научные основы управления трением и изнашиванием в узлах трения агрегатов

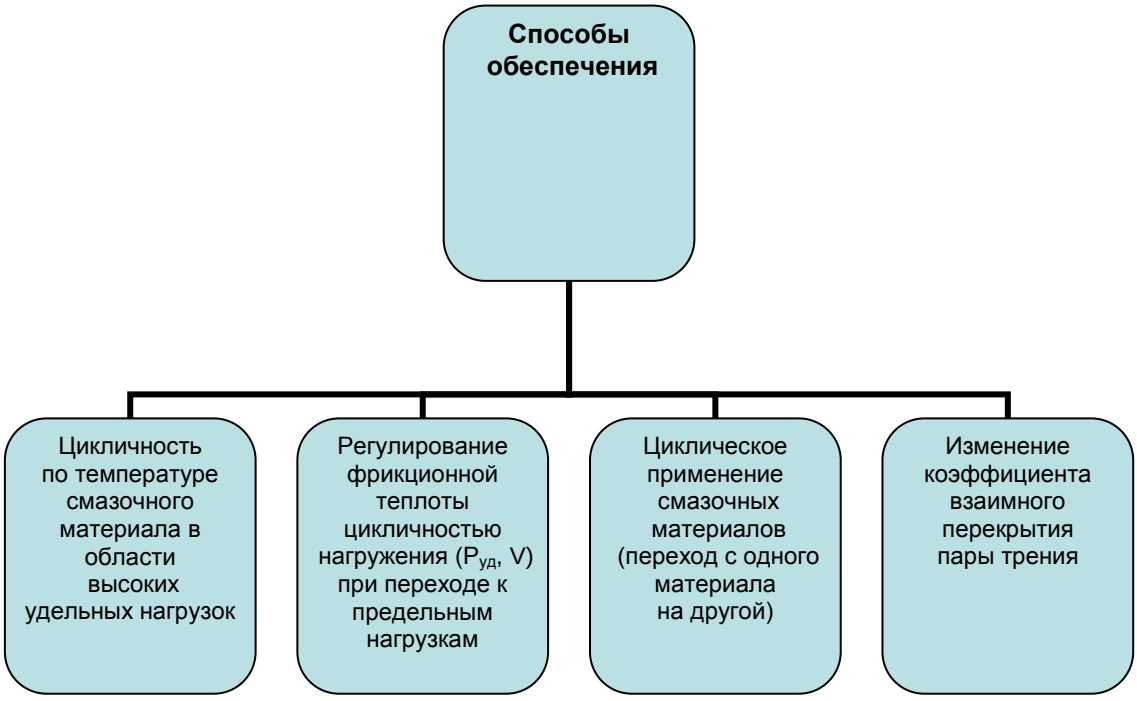


Рис. 2. Динамическое равновесие между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях трения

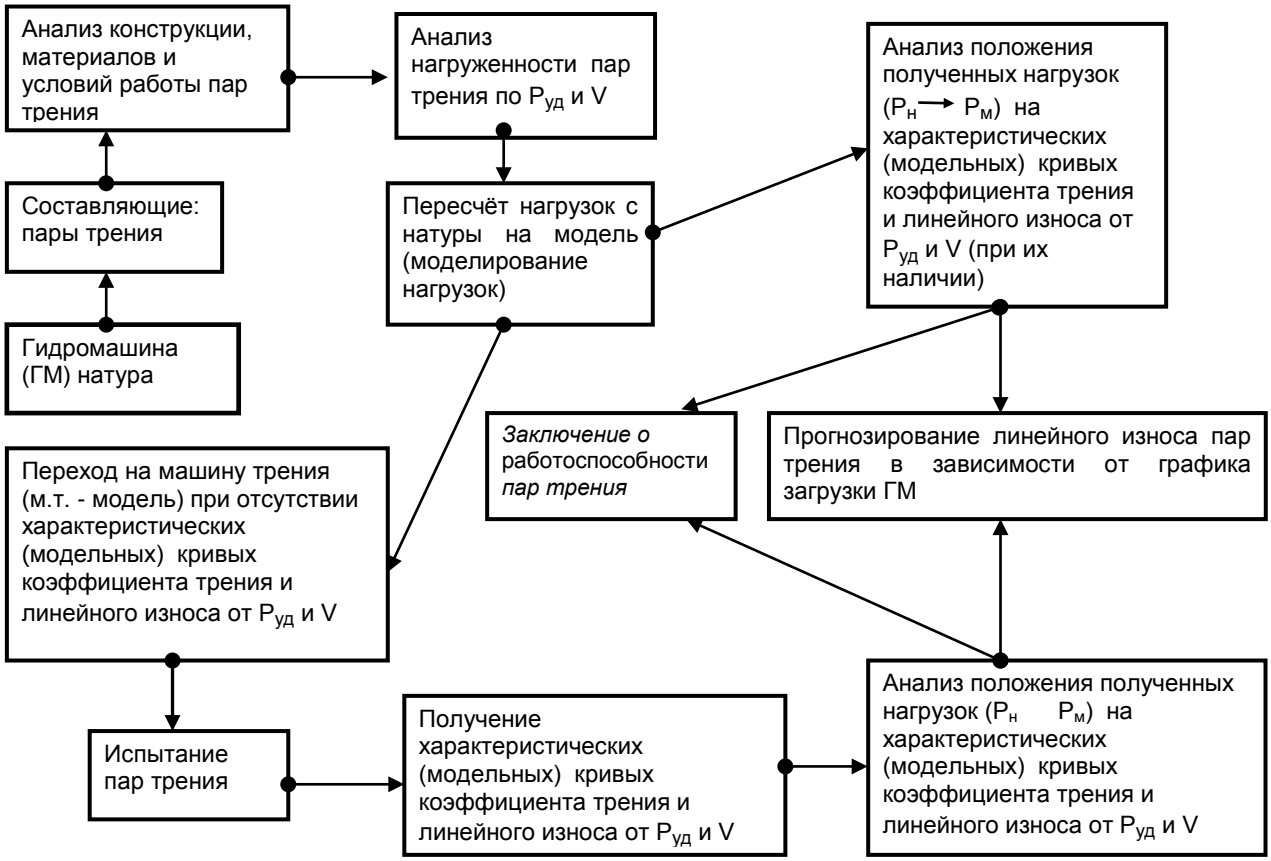


Рис. 3. Структурная схема испытаний узлов трения агрегатов на износостойкость

Наличие структурной схемы испытаний узлов трения на износостойкость и способов обеспечения динамического равновесия между образованием и разрушением смазочных плёнок на поверхностях трения позволяет по - новому выполнить построение схем испытаний агрегатов.

Разработаны способы управления трением и изнашиванием в узлах трения агрегатов (конструкторский, технологический и методологический) и схема выбора материалов (рис 4).

Обоснованы сочетания материалов для деталей узлов трения агрегатов гидравлических систем транспортной техники. Для агрегата НП 96Т в топливе ТС-1 значения критерия $P_{пр}V$ в 2-2,5 раза выше для пары трения 30Х3ВА-БрОСН10-2-3+Ag, чем для пары трения 30Х3ВА-БрОСН10-2-3, что обеспечивает существенную экономию материальных, энергетических и трудовых затрат.

Установлена равновесная эксплуатационная шероховатость поверхностей трения для исследуемой пары трения «сталь-бронза», что позволило в 2-3 раза повысить предельные значения нагрузок и скоростей скольжения, а также существенно снизить затраты при испытании агрегатов.

Результаты работы внедрены в машиностроении, имеют общенаучный и практический подход к решению данной проблемы и применимы для машин и механизмов транспортной техники и машиностроения (табл.1).

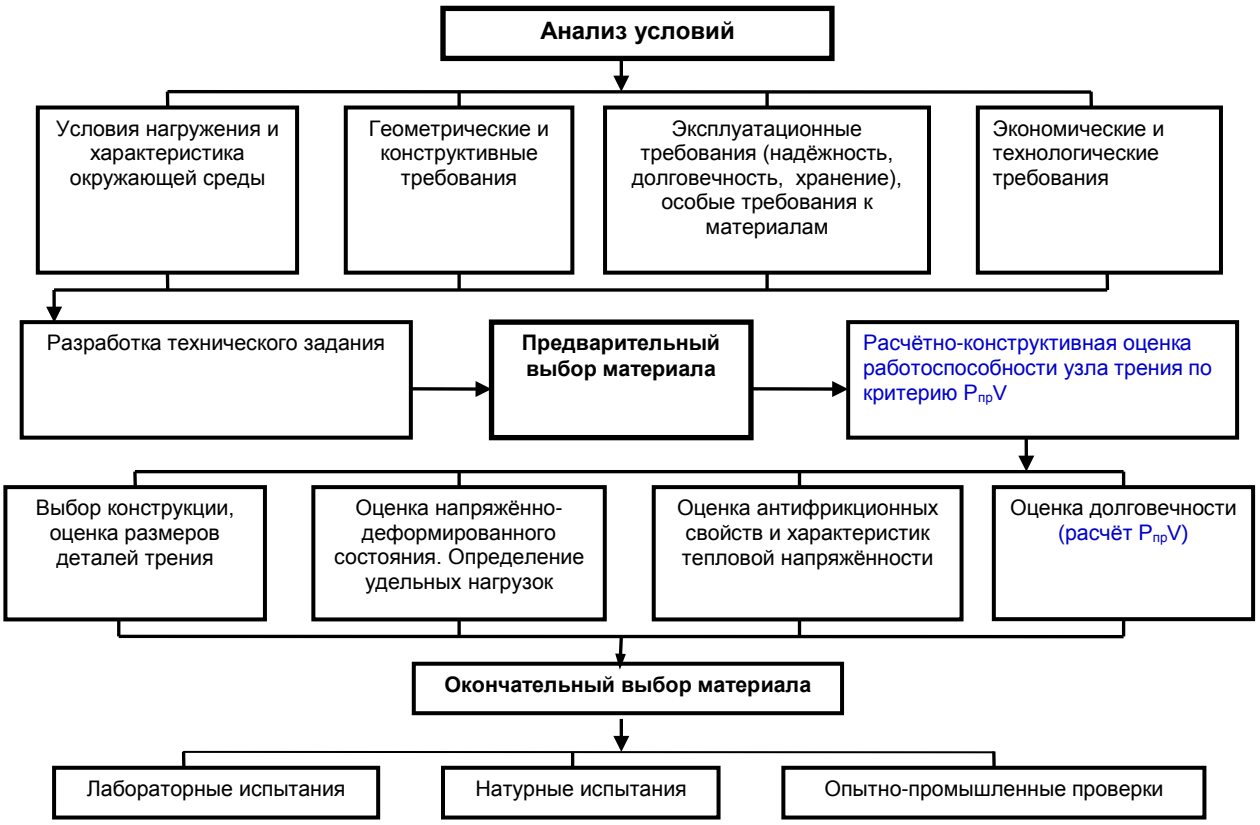


Рис. 4. Схема выбора материалов для деталей трения в машиностроении

Таблица 1

Применение результатов работы в номенклатуре технологического оборудования машиностроения

№ п/п	Отрасль промышленности	Номенклатура технологического оборудования
1	Автомобильная	Двигатели внутреннего сгорания, гидравлический привод
2	Производство гидравлики для различных отраслей промышленности (авиационно-космической, дорожно-строительной, оборонной, нефтегазовой, энергетики, тепловозостроения, водного транспорта), в т.ч. её применение при изготовлении железнодорожных кранов, дизельных поездов, тепловозов, военной техники (танков, боевых машин пехоты)	Агрегаты гидросистем: насосы, гидромоторы, гидрораспределители. Гидравлические тормозные системы Гидромеханическая передача тепловоза
3	Железнодорожный транспорт: тепловозы	Двигатели внутреннего сгорания – дизели
4	Энергетика	Узлы трения энергетического оборудования: подшипники скольжения, торцевые уплотнения
5	Тяжёлое машиностроение	Подшипники скольжения опор валков прокатных, сортовых и листовых станов чёрной и цветной металлургии

Список литературы

1. Меделяев И.А., Албагачиев А.Ю. Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 462с.
2. Меделяев И.А. Экспериментальная установка для исследования поверхностной энергии металлов и сплавов / Сорокин Г.М., Албагачиев А.Ю., Меделяев И.А., Коркин В.А. // Трение и износ.1986. Т.7, № 6. С.980 – 984.
3. Меделяев И. А. Некоторые аспекты выбора и создания износостойких металлических материалов для условий абразивного изнашивания / Сорокин Г. М., Албагачиев А. Ю., Меделяев И. А // Трение и износ. 1990. Т.11. № 5. С. 773 – 781.
4. Меделяев И. А., Алексеев А. К. Метод определения предельных значений удельной нагрузки и скорости скольжения для материалов пар трения скольжения, работающих в условиях граничной смазки // Трение и износ. 1991. Т. 12. № 4. С.714 – 720.
5. Меделяев И.А., Албагачиев А.Ю., Сорокин Г. М. Влияние поверхностной энергии на абразивное изнашивание материалов // Трение и износ. 2004. Т.25, № 1. С. 85 – 92.
6. Меделяев И.А., Албагачиев А.Ю., Сорокин Г. М. Физическая природа разрушения материалов при абразивном изнашивании // Трение и износ.2004. Т.25. № 2. С. 148 – 154.
7. Меделяев И. А. Основные закономерности процессов трения и изнашивания в парах трения гидравлических машин // Вестник машиностроения. 2004. № 9. С. 42-47.
8. Меделяев И.А. Диагностика температурной нагруженности антифрикционных пар трения // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2005. Т.71. № 6. С. 53 – 58.
9. Меделяев И. А. Физические представления о процессах трения и изнашивания при граничной смазке // Вестник машиностроения. 2005. № 10. С. 27-38.
10. Меделяев И. А. Влияние механических свойств пары «сталь-бронза» на коэффициент трения при граничной смазке // Вестник машиностроения. 2006. № 2. С. 41-44.
11. Меделяев И.А. О природе граничного трения // Вестник машиностроения. 2006. № 8. С. 37-46.
12. Меделяев И.А. Нормальный режим трения и долговечность антифрикционных пар со смазкой при повышенных нагрузках // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2006. № 8. С. 32 - 38.
13. Меделяев И.А. Инженерные критерии оценки износостойкости материалов пар трения машин и механизмов // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2007. № 4. С. 34 - 37.
14. Меделяев И.А. Трение как составная часть механизма изнашивания // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2007. № 7. С. 43 - 47.
15. Меделяев И.А. Научное обоснование технических решений по управлению изнашиванием в условиях граничного трения // Вестник машиностроения. 2008. № 11. С. 37- 42.
16. Меделяев И. А. Явление трибомутации в узлах трения агрегатов // Вестник машиностроения. 2011. № 4. С. 48-53.
17. Меделяев И. А. Явление термоупругой нестабильности контакта при смешанной смазке в узлах трения агрегатов транспортной техники// Вестник машиностроения. 2012. № 5. С. 34 - 39.

УДК 631.634

МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ИСПЫТАНИЙ, КОНТРОЛЯ И ДИАГНОСТИРОВАНИЯ МЕХАНИЗМОВ И МАШИН
THE METHODOLOGICAL BASES OF THE MECHANISMS AND MACHINES TEST, CONTROL AND DIAGNOSIS AUTOMATION

Мерзляков А.А. (ИМАШ РАН, г. Москва, Россия)

Рассмотрены основные этапы автоматизации испытаний контроля и диагностирования (ИКД) механизмов и машин, как задач, требующих для своего решения системного подхода, и их особенности. Эти этапы могут использоваться как методологические основы решения задач ИКД.

Ключевые слова: *методология, автоматизация, испытания, контроль, диагностирование, многомерное векторное пространство, погрешность измерения, системная совместимость.*

The mechanisms and machines test, control and diagnosis (TCD) general stages are considered. These stages can be used as the methodological basis for TCD tasks solutions.

Keywords: *methodology, automation, test, control, diagnosis, multymeasured vector space, measured parameter, error, system compatibility.*

Одним из главных условий развития современного машиностроения является автоматизация испытаний, контроля и диагностирования (ИКД) технологического оборудования (ТО) при его создании и эксплуатации. Это связано с постоянным ростом производительности и сложности современного ТО и, соответственно, решения задач ИКД. Применение новых измерительных и информационных технологий позволяет, в принципе, решить вышеназванные задачи, однако методологические основы их решения в настоящее время развиты недостаточно для практики.

В общем случае, решение задач ИКД ТО требует системного подхода, когда они рассматриваются, как информационно-технологические процессы сбора и обработки данных об объекте ИКД, в которых учитываются все факторы, ощутимо влияющие на достоверность и стоимость результатов ИКД [1]. В настоящей работе рассмотрены основные методологические положения системного подхода к решению задач ИКД ТО. Остановимся вначале на таких основных для дальнейшего анализа задач ИКД понятиях и определениях, как: техническое состояние (ТС) объекта ИКД; испытание, контроль и диагностирование объекта.

Под ТС объекта ИКД, здесь и далее, понимается совокупность соответствующих численных оценок состояния элементов его структуры, обеспечивающих функционально-технологические возможности объекта. Состояние каждого структурного элемента определяется совокупностью основных и дополнительных контрольно-диагностических параметров (КДП) и характеристик, оцениваемых по результатам их технических измерений. Если *i*-ый КДП - x_i измеряется с абсолютной погрешностью Δx_i в равномерной шкале, то *j*-го значения - x_{ij} можно записать

$$x_{ij} = 2\left(N_{ij} - 1\right)\Delta x_i \qquad (1)$$

где N_{ij} – целое число градаций шкалы, соответствующее x_{ij}.

Отсюда имеем для N_{ij}

$$N_{ij} = \left\{ 1 + Ent\left[\frac{1}{2\varepsilon_{ij}} \right] \right\}$$

где *Ent* - округление до ближайшего большего целого, а ε_{ij} – относительная погрешность измерения x_{ij}.

При ограничении диапазона x_i верхним - $x_{i\max}$ и нижним - $x_{i\min}$ значениями число градаций шкалы - ΔN_i на этом интервале будет равно

$$\Delta N_i = \left\{ Ent\left[\frac{1}{2\varepsilon_{i\min}} \right] - Ent\left[\frac{1}{2\varepsilon_{i\max}} \right] \right\}$$

Отсюда для ΔN_i можно записать соотношение

$$Ent\left[\frac{1}{2\varepsilon_{i\max}} \right] \le \Delta N_i \le Ent\left[\frac{1}{2\varepsilon_{i\min}} \right] \qquad (2)$$

Очевидно, что для повышения достоверности оценки (1) следует стремиться к выполнению условия $\Delta N_{ij} \ge 1$. При этом, весь диапазон возможных значений x_i можно условно разделить на два или три информационно равноценных участка, соответствующих двум основным состояниям структурного элемента – «исправен - неисправен». Тогда для случая трех участков диапазона общее число градаций шкалы $x_i - N_i$ должно быть не менее, чем

$$N_i \ge 3\Delta N_i \qquad (3)$$

На практике, обычно, $\Delta N_i \ge (5...10)$, поэтому для диапазона нижних значений $\varepsilon_{i\min}$ можем записать

$$\varepsilon_{i\min} \le (0,017...0,034)$$

Допустимое верхнее значение $\varepsilon_{i\max}$ не должно превышать 0,3 при максимально возможном значении - $\max \varepsilon_i = 0,5$, соответствующем $N_i = 2$, т.е. двоичной шкале x_i.

Из изложенного следует, что если состояние структурного элемента определяется *n* различными КДП, то оно может рассматриваться и идентифицироваться, как точка или вектор *n*-мерного пространства состояний этого элемента. При этом, отдельные подмножества точек (векторов) этого пространства образуют области исправных и неисправных состояний структурного элемента. Общее число различных состояний этого элемента - m_k с учетом (2) и (3) равно

$$m_k = \prod_{i=1}^{n} 3\Delta N_i \le \left(\frac{3}{2\varepsilon_{i\min}} \right)^n$$

а число различных исправных состояний - m_{k1} равно

$$m_{k1} = \prod_{i=1}^{n} \Delta N_i \le \left(\frac{1}{2\varepsilon_{i\min}} \right)^n$$

При возможности и необходимости *n*-мерное пространство может быть преобразовано в комплексное пространство меньшей размерности, в пределе в двумерное (двоичное) – «исправен - неисправен».

Если объект ИКД имеет p структурных элементов, то общее число различимых состояний объекта – *M* равно

$$M = \prod_{k=1}^{p} m_k \le \left(\frac{3}{2\varepsilon_{i\min}} \right)^{pn}$$

а число различимых исправных состояний объекта - M_1 равно

$$M_1 = \prod_{k=1}^{p} m_{k1} \le \left(\frac{1}{2\varepsilon_{i\min}} \right)^{pn}$$

Таким образом, ТС объекта ИКД определяется многомерным вектором в M - мерном пространстве КДП. Из изложенного следует, что главным фактором, определяющим достоверность результатов ИКД является погрешность оценки численных значений КДП объекта ИКД, главная составляющей которой – погрешность измерения кинематических, силомоментных, вибрационных и других физических параметров объекта.

Получение оценки ТС объекта ИКД представляет, в общем случае, совокупность информационно-метрологических процессов сбора, обработки и отображения данных о соответствующих функциональных параметрах, характеристиках и КДП объекта в номинальных или специальных технологических режимах (процессах) его работы.

Под испытанием объекта понимается получение совокупности оценок его ТС в различных технологических режимах работы в рамках поставленной задачи испытаний.

Контроль ТС объекта представляет совокупность непрерывных или периодических процедур оценки состояний основных элементов его структуры на принципах «допуск-контроля» соответствующих КДП и характеристик элементов.

Диагностирование ТС объекта представляет совокупность специализированных процедур установления возможных причин отклонения состояния основных элементов структуры объекта от номинальных (допустимых) в результате появления дефекта и места возникновения последнего (локолизация), т.е. имеем постановку диагноза.

Из изложенного следует, что при ИКД главным является дискретность пространства возможных состояний объекта, определяемая, прежде всего, дискретностью измерительных шкал КДП, а сам объект может рассматриваться как преобразователь входных энергетических потоков в совокупность его соответствующих промежуточных и выходных функциональных параметров и КДП или параметров производимой на нем продукции. Поэтому, наряду с функционально-технологической структурой объекта ИКД можно рассматривать его функционально – информационную структуру, отражающую передачу энергоинформационных потоков от источника энергии к исполнительным органам объекта. При этом, необходимо отметить, что в отличии от первой структуры, являющейся неизменной, вторая дополнительно определяется задачей ИКД и может иметь различный состав и внутриструктурные связи.

Учитывая изложенное решение задач ИКД ТО включает рассмотрение и реализацию следующих основных этапов, приведенных в табл. 1.

Из изложенного следует, что, в общем случае, для ИКД необходима возможность декомпозиции объекта на функционально и информационно автономные элементы его структуры. При этом должны быть известны информативные КДП и характеристики объекта, отражающие с достаточной для задач ИКД точностью его ТС и позволяющие автоматизировать их измерение. При этом, основным условием обеспечения необходимой точности (погрешности) измерений является соответствующий уровень системной совместимости элементов структуры объекта и автоматизированной системы сбора и обработки данных ИКД. В частности, необходимо обеспечивать максимально возможный уровень совместимости КДП объекта, алгоритмов и средств ИКД по таким основным системным параметрам и характеристикам, как: амплитудный диапазон; уровень флюктуаций (информационный шум); частотный диапазон; экономические затраты.

Перечисленные выше этапы являются методологическими основами автоматизации ИКД ТО, а их реализация на основе системного подхода позволяет получить наиболее экономически целесообразные технические решения задач ИКД ТО.

Таблица 1.

№№	Наименование этапа	Содержание этапа
1.	Структурно-функциональный анализ объекта ИКД	Анализ структурно-функционального состава объекта, его основных элементов структуры, внутриструктурных связей, внутренних энергетических потоков и функциональных параметров и характеристик
2.	Определение целей и задач ИКД объекта.	Постановка и формализация задач ИКД с учетом имеющихся ограничений
3.	Структурно-информационный анализ объекта ИКД	Определение информационной структуры объекта ИКД, ее элементов, информационных потоков и основных КДП и характеристик.
4.	Информационно-метрологический анализ КДП объекта ИКД	Определение основных информационных и метрологических показателей и оценка их численных значений.
5.	Разработка методики ИКД.	Разработка методов, алгоритмов и программ сбора и обработки экспериментальных данных. Оценка информационно-метрологических, технических, экономических показателей выбранных методов ИКД
6.	Автоматизация выбранных методов ИКД	Синтез и реализация автоматизированной системы ИКД

Список литературы

1. Мерзляков А.А. Основные принципы метрологического обеспечения экспериментальных исследований, испытаний и диагностики механизмов и машин // Сб. научных трудов и инженерных разработок «Ориентированные фундаментальные исследования – федеральные целевые программы, наукоемкое производство», 8-ая специализированная выставка «Изделия и технологии двойного назначения. Диверсификация ОПК», М.: Эксподизайн, 2007,с. 320-323.

ВИХРЕТОКОВЫЙ КОНТРОЛЬ ПЕРЬЕВ ПОДОШВЫ РЕЛЬС, УЛОЖЕННЫХ В ПУТЬ

EDDY CURRENT TESTING OF FEATHERS SOLES RAIL, ARRANGED IN A WAY

Мякушев К.В., к.т.н., докторант, Таршиков А.О., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики)

Проведена оценка возможности вихретокового контроля перьев подошвы рельс, уложенных в путь. Показано, что при использовании подмагничивания удается выявлять дефекты в перьях подошвы по всему сечению пера подошвы вне зоны расположения подкладок.

Ключевые слова: *вихретоковый контроль, рельс, дефект.*

Evaluation of the possibility of eddy current control of the feathers of the sole rail, arranged in a way. It is shown that when using the magnetization can reveal defects in the feathers on the soles of the cross-section of the pen soles outside the location of the backing.

Key words: *eddy current, rail, the defect.*

Неразрушающий контроль рельс, уложенных в путь, представляет собой актуальную проблему, решаемую современными средствами НК не в полном объеме. Среди применяемых в настоящее время методов контроля следует отметить ультразвуковой метод (контроль головки рельса, шейки и центральной части подошвы), магнитодинамический (контроль верхней части головки рельса), вихретоковый (контроль поверхности катания) и ряд других методов. Но ни один из методов не обеспечивает контроль перьев подошвы рельса с необходимой достоверностью. В данной статье проводится анализ возможностей вихретокового метода для контроля указанных зон.

В качестве основного преимущества вихретокового метода перед ультразвуковым можно назвать возможность установки первичных преобразователей непосредственно над зоной контроля. Для ультразвукового контроля это невозможно, т.к. поверхность подошвы рельса имеет высокую степень шероховатости и часто сильно загрязнена.

Магнитный метод контроля, основанный на регистрации потоков рассеяния, предполагает создание системы намагничивания объекта контроля до состояния насыщения или близкого к нему. Предварительные расчеты показали, что при вводе магнитного потока через поверхность катания магнитная система получается слишком громоздкой и создает большую силу притяжения к рельсу (более 1т). Такая система может быть установлена только на вагон дефектоскоп, что исключает возможность установки преобразователей на поверхность подошвы, т.к. их необходимо поднимать при прохождении препятствий (стрелки, переезды, боковые накладки и пр.), что затруднительно реализовать в автоматическом режиме. По этой же причине неприменим магнитодинамический метод. К тому же, сильные магнитные поля в области рельса также чреваты налипанием на полюса ферромагнитного мусора, в большом количестве встречающегося на путях. Магнитная система локального намагничивания предполагает установку системы на ручную тележку с возможностью поднятия при прохождении препятствий. Однако пространство между клеммой и шейкой рельса не позволяет разместить конструкцию, достаточную для намагничивания области контроля до приемлемого уровня.

Вихретоковый метод лишен указанных выше недостатков, однако, небольшая глубина проникновения поля в объект контроля может не позволить выявлять дефекты на

обратной стороне подошвы, а также скрытые. В рамках данной работы предлагаются модели преобразователей, позволяющие частично избавиться от этого недостатка.

В качестве первого варианта конструкции был выбран накладной преобразователь, изображенный на рис.1.

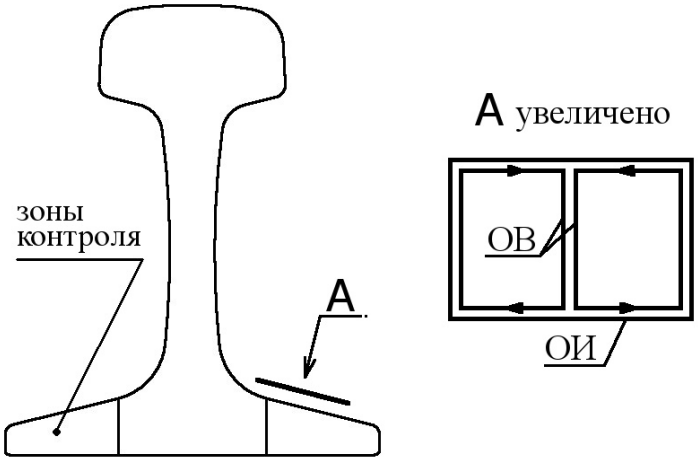


Рис.1. Накладной вихретоковый преобразователь.

Такой преобразователь прост в изготовлении, обмотка измерения (ОИ) самоскомпенсирована за счет расположения двух обмоток возбуждения (ОВ) в контуре ОИ. Такая конструкция заведомо не позволяет выявлять дефекты без выхода на поверхность, однако затекание вихревых токов на нижнюю плоскость подошвы (обращенную к земле) за счет близости края может позволить выявлять выходящие на нее дефекты. Преобразователи располагаются симметрично на обоих перьях подошвы и могут быть включены встречно либо согласно друг другу. Моделирование работы преобразователей с помощью метода конечных элементов показало, что сигнал от поперечных трещин одинаковой глубины на верхней и нижней поверхностях подошвы отличается на три порядка, что не позволяет рассчитывать на достоверное выявление дефектов на нижней поверхности.

На Рис.2 представлены рассчитанные зависимости амплитуды относительного вносимого напряжения при прохождении ВТП над обоими дефектами для разных случаев включения обмоток возбуждения. Сигналы нормированы по сигналу холостого хода от половины ОИ. Слева изображены зависимости для дефекта расположенного на нижней поверхности подошвы, справа - на верхней. Точка 0 по горизонтальной оси соответствует расположению преобразователя симметрично над дефектом. "Дрожание" зависимостей на левом графике объясняется вычислительной погрешностью.

Для того чтобы улучшить затекание вихревых токов на нижнюю плоскость подошвы был предложен преобразователь с видоизмененной обмоткой возбуждения, изображенный на Рис.3.

Обмотка возбуждения такого преобразователя охватывает рельс по всей доступной поверхности. Причем прямая (условно) и обратная часть контура разнесены по отношению к поверхности рельса. Прямая часть контура расположена максимально близко к поверхности, а обратная на некотором отдалении. Такая конструкция способствует возникновению замкнутых контуров вихревых токов, охватывающих всю поверхность рельса по периметру. Такая конструкция потенциально позволяет разметить несколько пар ОИ для контроля всей поверхности рельса, однако, в данной работе в первую очередь исследовалась возможность контроля перьев подошвы. Измерительная обмотка представляет собой два разнесенных для получения большей относительной чувствительности самоскомпенсированных контура и располагается аналогично накладному ВТП в плоскости, параллельной поверхности пера подошвы.

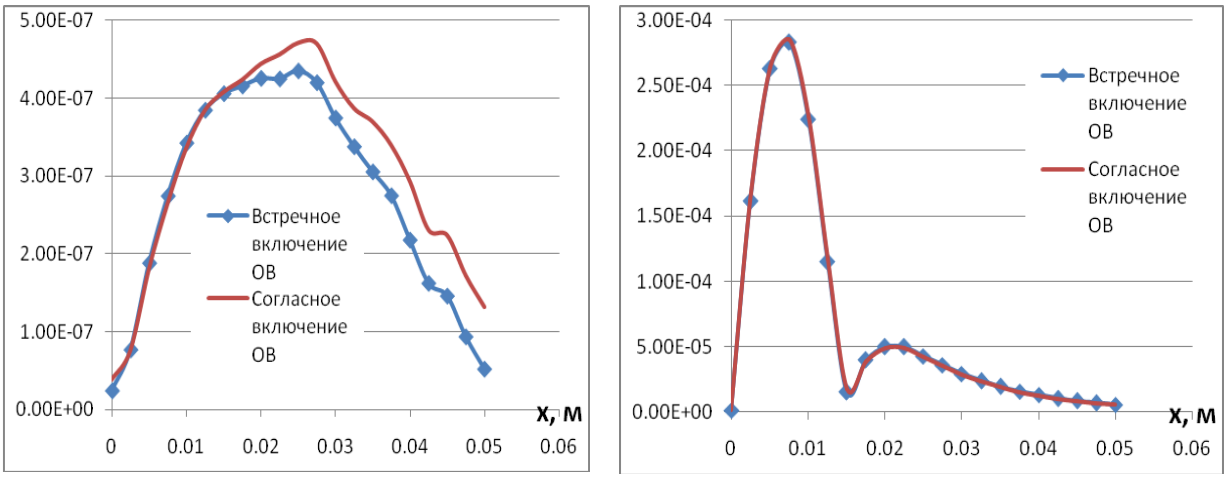


Рис. 2.Зависимости амплитуды относительного вносимого напряжения при прохождении накладного ВТП над дефектами на нижней поверхности (слева) и верхней поверхности (справа) подошвы рельса.

Результаты моделирования работы такого преобразователь показали, что сигнал (относительное вносимое напряжение) от дефекта на нижней плоскости подошвы вырос по сравнению с предыдущей конструкцией на два порядка. Однако попытка получить сигнал от скрытого дефекта (без выхода на поверхность) привела к предсказуемому отрицательному результату. Минимальная частота, на которой проводились расчеты - 1кГц. Зависимости амплитуды относительного вносимого напряжения при прохождении преобразователя над дефектами изображены на Рис.4.

Для получения устойчивого сигнала от подповерхностных дефектов описанная выше конструкция подковообразного ВТП была дополнена магнитной системой на постоянных магнитах, обеспечивающей подмагничивание рельса в зонах контроля. П-образные магнитные системы располагались в контуре обмотки возбуждения - две на перьях подошвы, одна - на поверхности катания (Рис.5). Магнитная система на поверхности катания введена для уменьшения рассеяния потока из зон контроля, а так же для исследования потенциальной возможности контроля головки рельса.

Использование подмагничивание наряду с оптимизацией расположения ОИ позволило добиться приемлемого уровня сигнала как от поверхностных дефектов, так и от скрытых. Зависимости амплитуды относительного вносимого напряжения при прохождении системы над дефектами изображены на Рис.6. Однако, следует отметить, что расчеты проводились для гладкого рельса без учета влияния конструктивных элементов строения пути.

Основными мешающим элементами в данном случае являются элементы, выполненные из ферромагнитной стали - это подкладки, на которые укладывается рельс и клеммы, фиксирующие рельс на подкладке. Подкладка в первую очередь ослабляет магнитное поле в самом рельсе, принимая на себя часть магнитного потока, создаваемого магнитной системой. Клемма находится в непосредственной близости от обмоток измерения, напрямую влияя на показания. В результате расчета выяснилось, что амплитуда сигнала системы от подкладки с клеммой существенно превышает амплитуду сигнала даже от дефекта на верхней поверхности пера подошвы. Для того чтобы выделить сигнал от дефекта на фоне подкладки была произведена попытка взаимно компенсировать сигналы ОИ, расположенных на противоположных перьях подошвы. Т.к. конструкция подкладки и расположение клеммы не обладают идеальной симметрией, а в модели они идеально симметричны, был введен мешающий фактор в виде сдвига сигналов друг относительно друга при компенсации на шаг опроса датчика, равный 5мм.

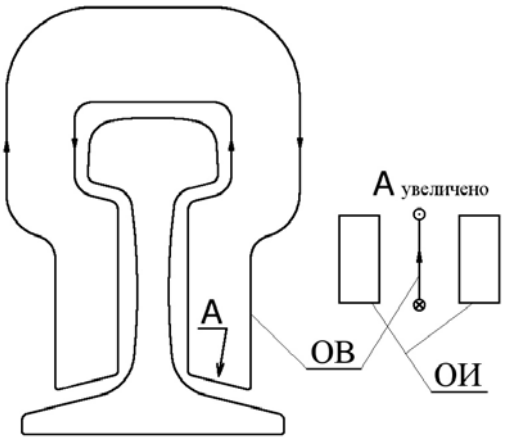


Рис.3. Преобразователь с подковообразной обмоткой возбуждения.

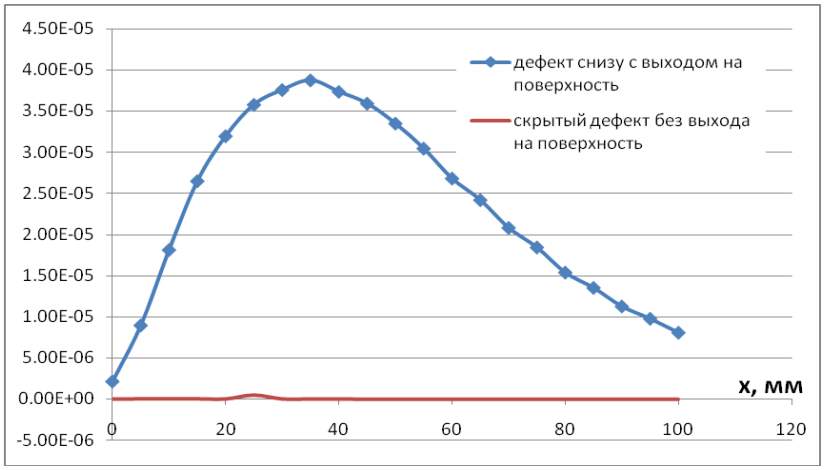


Рис. 4. Зависимости относительного вносимого напряжения при прохождении подковообразного ВТП над дефектами на нижней поверхности и скрытого (без выхода на поверхность).

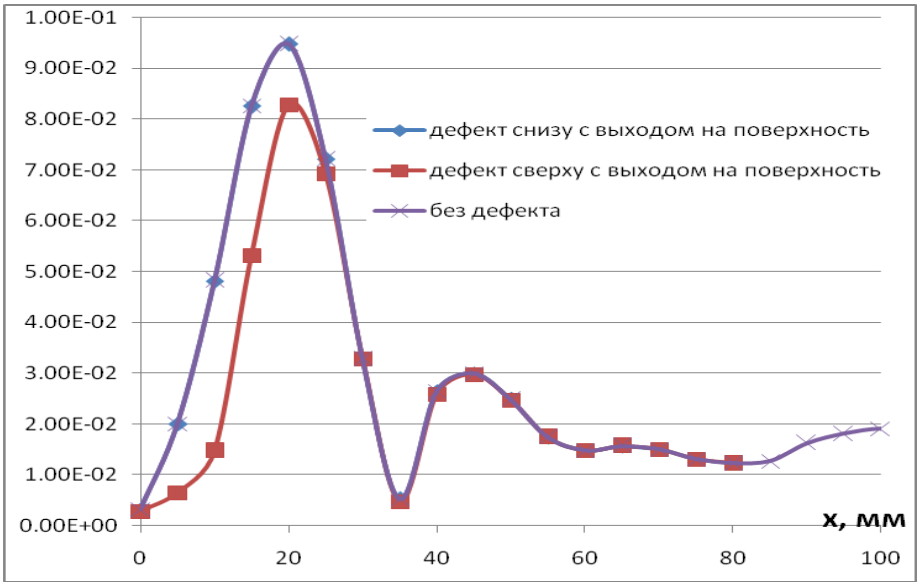


Рис. 5. Зависимости относительного вносимого напряжения при прохождении подковообразного ВТП над дефектами на нижней поверхности и скрытого (без выхода на поверхность).

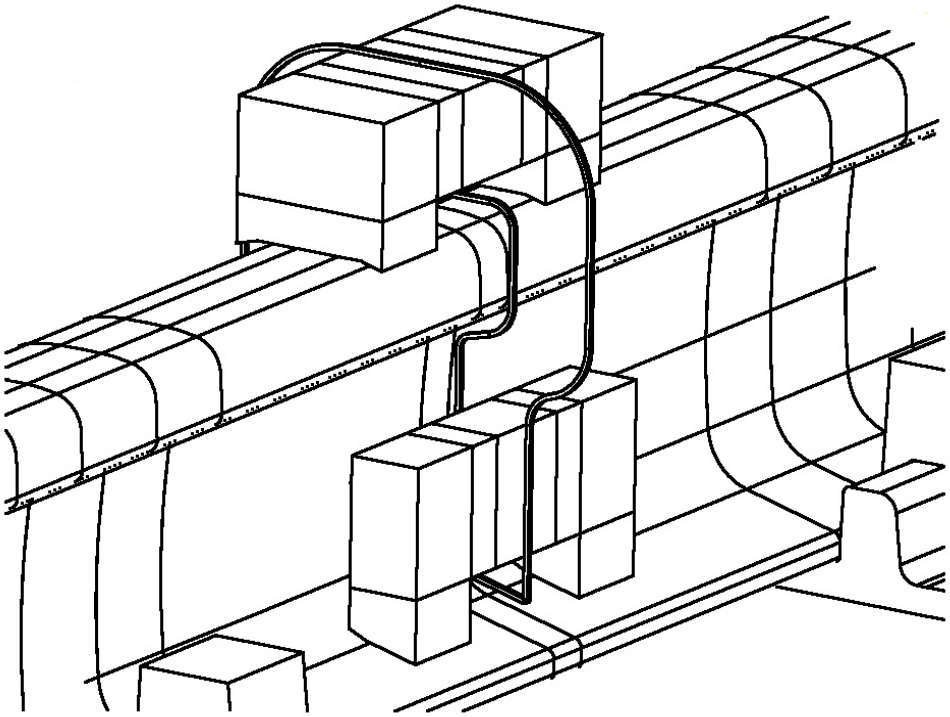


Рис.6. Преобразователь с подковообразной ОВ и системой подмагничивания.

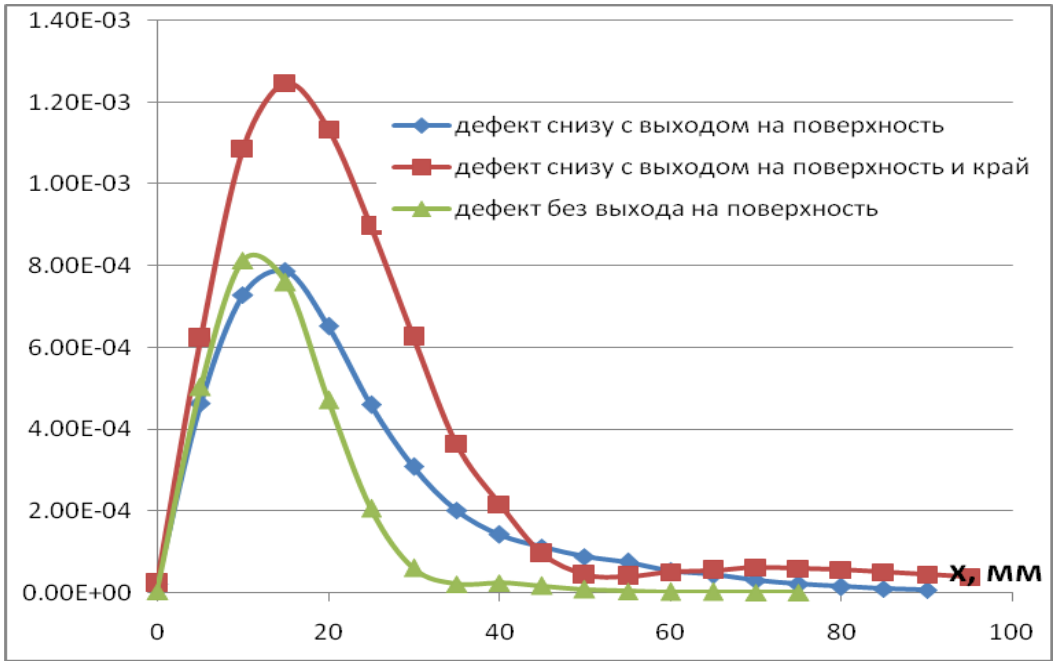


Рис.7. Зависимости относительного вносимого напряжения при прохождении подковообразного ВТП с системой подмагничивания над дефектами.

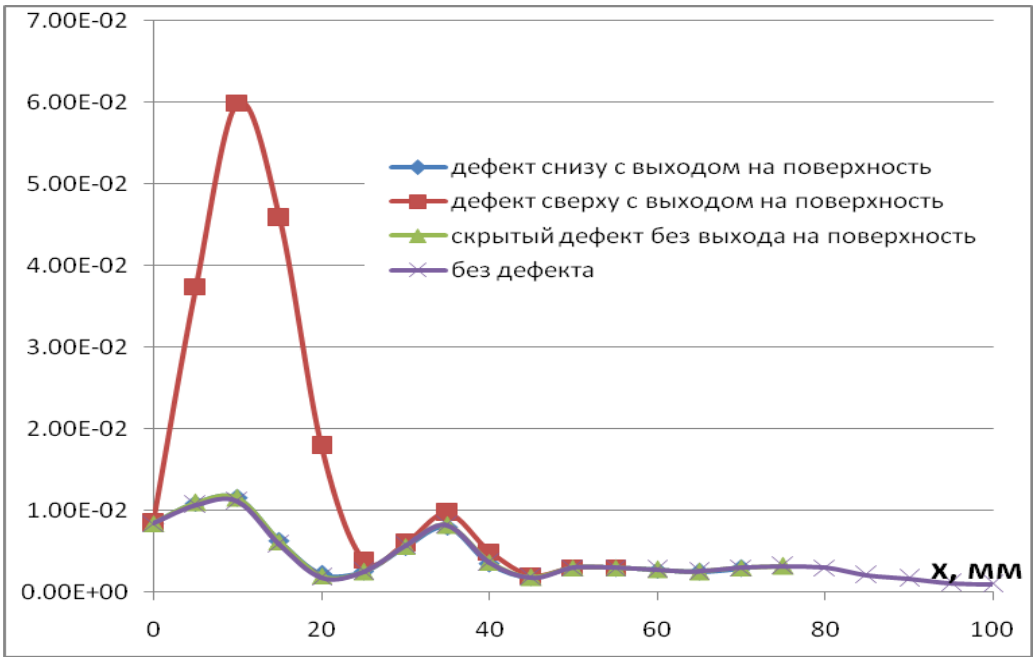


Рис.8. Зависимости относительного вносимого напряжения при прохождении подковообразного ВТП с системой подмагничивания над дефектами, расположенными над подкладкой, с дополнительной компенсацией и проводящим экраном .

Для того, чтобы минимизировать влияние клеммы, в конструкцию был добавлен медный экран между вертикальной частью ОВ и клеммой. Результаты расчета сигнала при сканировании рельса на некотором удалении от подкладки оказались близки к показанным на Рис.7. В случае расположения дефекта над подкладкой оказалось, что система обеспечивает приемлемый уровень выявления дефектов, расположенных на верхней поверхности пера подошвы, выходящей непосредственно к датчику (Рис.8).

По результатам проведенных исследований можно сделать вывод, что использование конструкции вихретокового преобразователя с системой подмагничивания позволяет добиться выявления дефектов в перьях подошвы по всему сечению пера подошвы вне зоны расположения подкладок, что составляет примерно 50% погонной длины рельса. В зоне над подкладками и в непосредственной близости от них обеспечивается выявление дефектов, выходящих на поверхность сканирования.

УДК 620.179.14

СИСТЕМА НАМАГНИЧИВАНИЯ ДЛЯ ВИХРЕТОКОВОГО КОНТРОЛЯ ОБЪЕКТОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

SYSTEM OF MAGNETIZATION FOR EDDY CURRENT CONTROL OF THE OBJECTS OF THE RAILWAY TRANSPORT

Мякушев К.В., к.т.н., докторант, Таршиков А.О., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики)

В статье описан расчет системы намагничивания фрагмента боковой рамы вагонной тележки, представляющий собой геометрически сложную литую деталь из ферромагнитной стали. Расчет выполнен с применением метода конечных элементов. Система намагничивания предназначена для использования в составе диагностического комплекса, реализующего вихретоковый метод контроля с подмагничиванием.

Ключевые слова: *система намагничивания, рама боковая, тележка вагонная.*

The article describes the calculation of the system of magnetization of the fragment of the side frame freight car bogie, representing a geometrically complex cast part of ferromagnetic steel. The calculation is made with application of a method of finite elements. System of magnetization is designed for use in the diagnostic system that implements an eddy current control method with подмагничиванием.

Key words: *system of magnetization, the frame side, the carriage of the wagon.*

Вихретоковый метод с подмагничиванием основан на комбинировании вихретокового и магнитного методов. Его суть состоит в том, что контролируемый объект намагничивается, что при наличии в нем дефектов приводит к перераспределению намагничивающего поля в металле. При этом напряженность магнитного поля в зоне, прилегающей к дефектам, возрастает. Соответственно, изменяются магнитные свойства металла. Возникающие "магнитные пятна" считываются вихретоковым преобразователем. Данный метод, по имеющимся оценкам, превосходит как магнитный, так и вихретоковый.

В отличии от чисто вихретокового, описанный метод позволяет выявлять скрытые, т.е. подповерхностные дефекты, однако выявляемость дефектов зависит от уровня напряженности магнитного поля, создаваемого в объекте контроля (далее ОК) системой намагничивания. Исследования показали, что при подмагничивании нет однозначной связи между амплитудой вихретокового сигнала и глубиной залегания дефекта (глубиной дефекта находящегося с противоположной стороны от доступной поверхности ОК). Однако, проведение измерений при нескольких уровнях намагниченности позволяет сделать оценку размера и глубины залегания дефекта по совокупности данных. При этом необходимо знать величину напряженности поля в зоне контроля, создаваемого системой намагничивания. Поскольку измерить напряженность поля в металле напрямую не представляется возможным, был проведен расчет системы намагничивания методом конечных элементов. При расчете применялись следующие критерии:

- система намагничивания должна обеспечивать максимальный уровень напряженности поля в образце, необходимый для корректной работы метода,
- система должна иметь возможность плавного изменения величины поля в зоне контроля путем изменения управляющего параметра,

- должна быть установлена однозначная связь между управляющим параметром и напряженностью в любой точке ОК,

- система должна иметь массу, приемлемую для перемещения одним человеком целиком и ли по частям (в последнем случае система должна быть разборной)

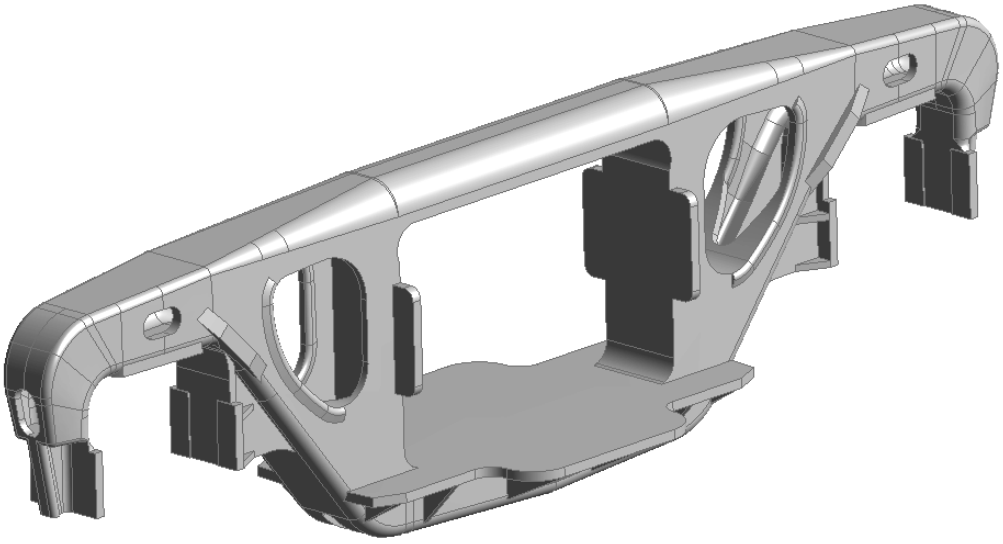


Рис.1. Твердотельная модель боковой рамы.

Боковая рама вагонной тележки представляет собой полую неразборную деталь, изготовленную из двух литых частей посредством сварки. Материалы, используемые при изготовлении - ферромагнитные низколегированные стали марок 20ГЛ, 20ГФЛ, 20ГТЛ или 20ХГНФТЛ. Деталь отличается сложностью геометрической формы, наличием большого количества областей с различной кривизной и меняющейся толщиной стенок. Также присутствует множество конструктивных элементов, таких как ребра жесткости, усилители, элементы крепления, маркировка. По чертежам, предоставленным заводом-изготовителем, была создана твердотельная модель рамы целиком (рис.1) и фрагмента рамы (рис.2), предназначенного для экспериментальных исследований. Участки рамы, подлежащие обязательному контролю воспроизводились без упрощений. В остальных областях допускались упрощения и исключения мелких геометрических особенностей, не влияющие на распределение магнитного поля в ответственных областях.Поскольку ОК является массивной деталью, в качестве источников магнитного поля применяются электромагниты постоянного тока. Очевидно, что управляющим параметром для такой системы намагничивания является ток намагничивания *I*.

Расчеты проведенные ранее показали, что не удается создать ручную переносную систему локального намагничивания, обеспечивающую приемлемый уровень магнитного поля в ОК. Это объясняется массивностью образцов. В частности, толщина стенки в зоне ответственного контроля (зона R55) достигает 20мм. Поэтому было принято решение отказаться от магнитной системы локального намагничивания в пользу более массивной стационарной системы намагничивания. Такая система должна обеспечивать намагничивание зоны буксового проема как имеющегося образца, так и целой рамы. Система должна быть разборной и мобильной в разобранном состоянии. С системой предполагается использование стандартного источника тока стороннего производителя.



Рис.2. Твердотельная модель образца (с учетом продольной симметрии).

Для расчета распределения магнитного поля в системе намагничивания применялся метод конечных элементов, реализованный в программном комплексе ANSYS. Задача решалась относительно скалярного магнитного потенциала. Фрагмент расчетной сетки показан на рис.3. Сетка содержала порядка 150 тыс. узлов и 900 тыс элементов (тетраэдров первого порядка).

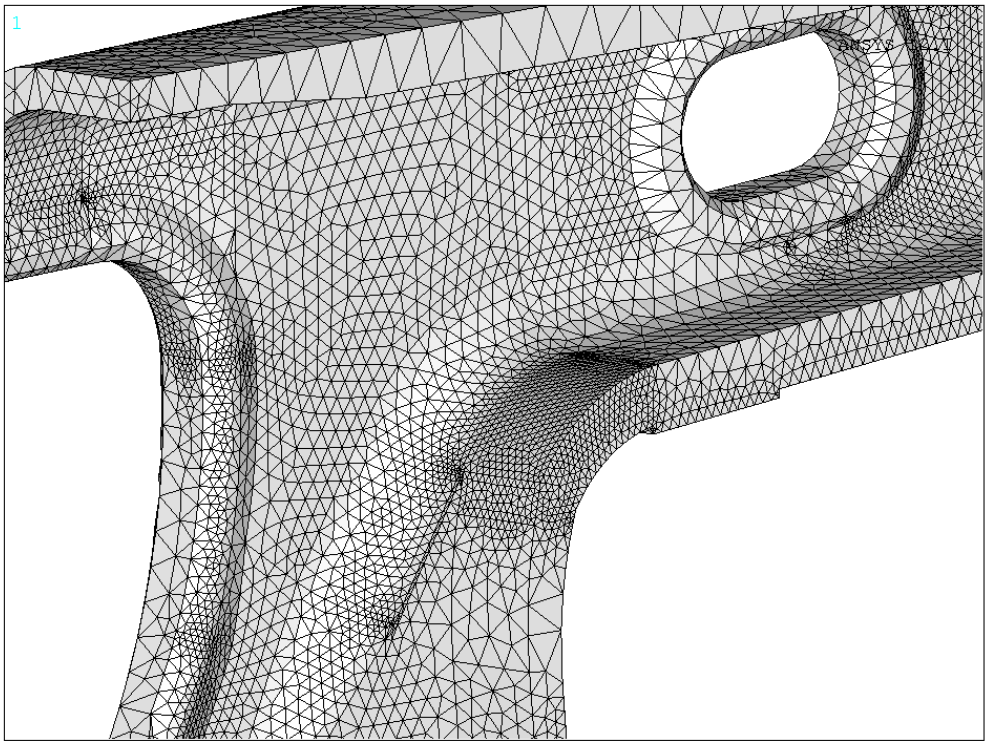


Рис.3.Фрагмент расчетной сетки из тетраэдров.

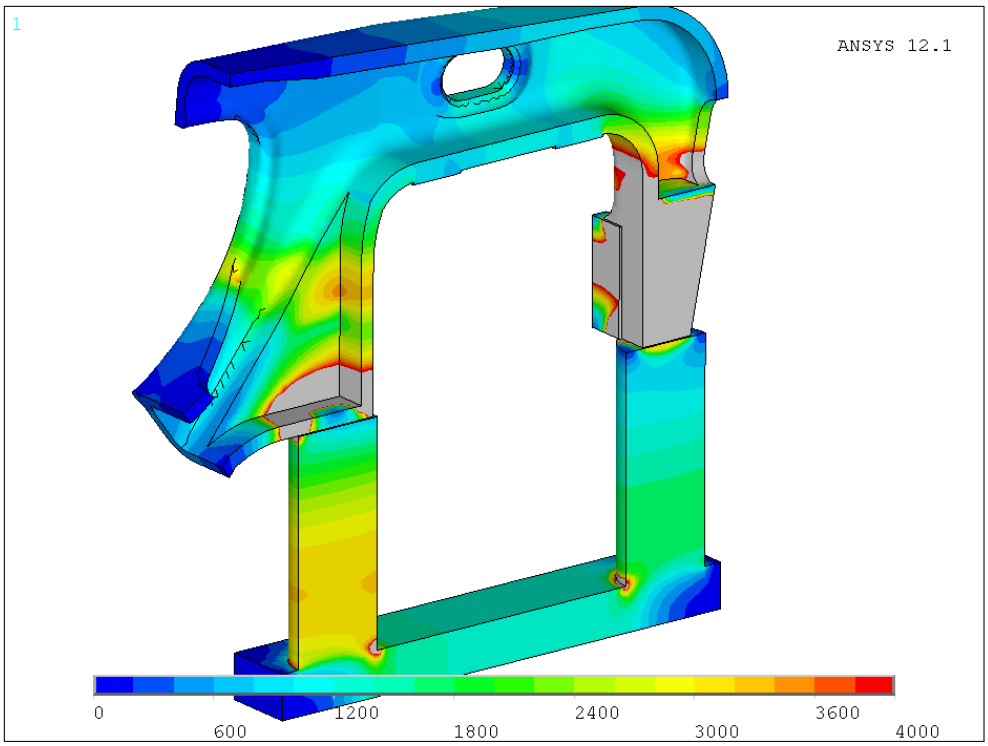


Рис.4.Распределение модуля напряженности магнитного поля по ферромагнитным материалам.

В результате решения было получено распределение магнитного поля по объему модели. В качестве критерия достаточности уровня намагниченности ОК выступало значение напряженности магнитного поля в зоне ответственного контроля (зоне R55). На рис.4 показано распределение напряженности магнитного поля в образце и магнитопроводе для одного из расчетных случаев.

На рис. 5 показан внешний вид магнитной системы с каркасами катушек намагничивания и установленным образцом. Расчеты с различными вариантами размеров магнитопровода показали, что оптимальный режим для материала магнитопровода (сталь 10, рис.6) достигается при больших значениях сечения стержней, что затрудняет работу с системой в виду большого веса. Поэтому был принят компромисный вариант, при котором стержни магнитопровода находятся в преднасыщенном или слабонасыщенном состоянии. Диаметр стержней составил 100мм, при этом индукция в стержне составила 1.4-1.5 Тл. Вес каждого стержня без обмотки - около 15 кг, вес плиты - около 35 кг. В один из стержней ввинчиваются два небольших стержня для облегчения ввода потока в узкую часть рамы, а также для фиксации и центрирования рамы по полюсу.

В номинальном режиме катушки магнитопровода должны обеспечивать 4000 ампер-витков на каждом из стержней. Предполагается намотка проводом прямоугольного или круглого сечения на металлический немагнитный каркас.

При выборе сечения провода принималось ограничение на плотность тока - 5А/мм^2 в номинальном режиме. Такая плотность тока должна обеспечить нормальный тепловой режим катушек на протяжении длительного времени. Дополнительно тепло будет отводиться через металлический каркас в магнитопровод.

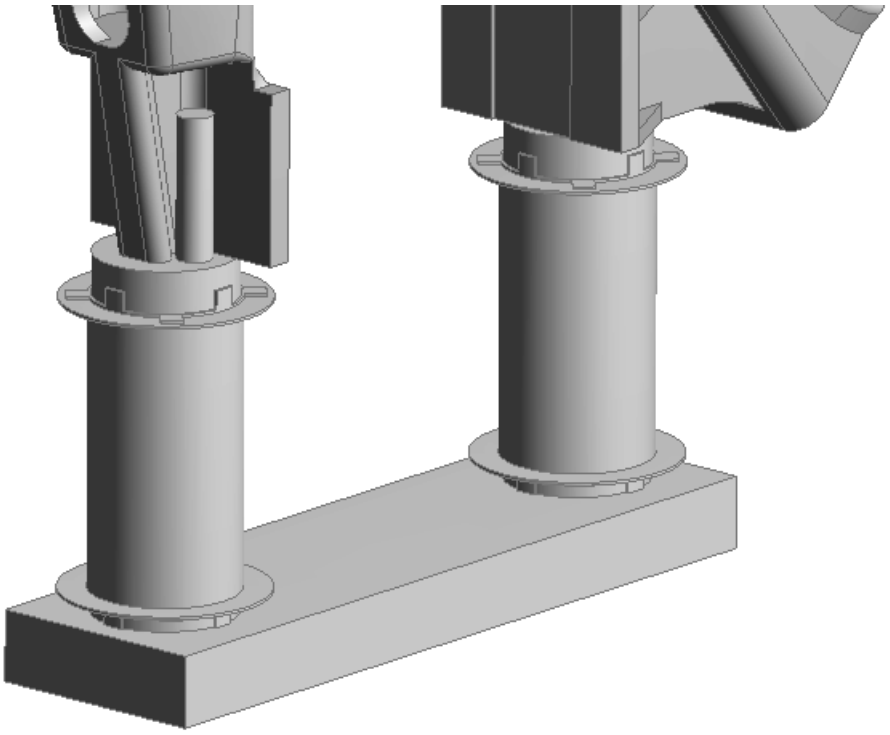


Рис.5. Твердотельная модель системы намагничивания.

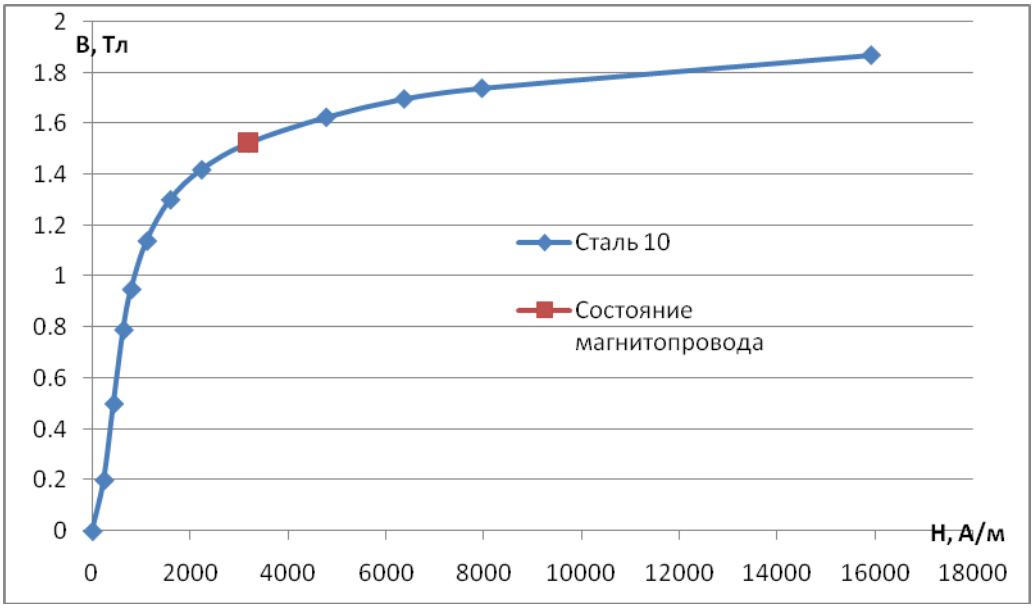


Рис.6. Кривая намагничивания Стали 10 и рабочая точка для одного из стержней магнитопровода при работе в номинальном режиме.

Разработанная система намагничивания использовалась для отработки методики электромагнитного контроля высоконагруженных участков тележек вагонов и позволила обеспечить необходимый уровень намагничивания.

УДК 621.757

ОСНОВНЫЕ ПРОБЛЕМЫ АВТОМАТИЗАЦИИ СБОРКИ В МАШИНО– И ПРИБОРОСТРОЕНИИ

THE MAIN PROBLEMS OF AUTOMATION OF ASSEMBLY IN MACHINE AND INSTRUMENTATION

Надеждин И.В., д. т. н., Беберина А.В.
(РГАТУ имени П. А. Соловьева, г. Рыбинск)

Рассмотрены основные проблемы автоматизации сборочных операций с использованием промышленных роботов и возможные способы увеличения быстродействия транспортных и загрузочных систем. Представлен метод улучшения динамических свойств сборочных манипуляторов на основе принципа электроуправляемого демпфирования в точках позиционирования. Приведены результаты моделирования и экспериментального исследования динамики сборочных манипуляторов, отличающиеся законами движения передаточных механизмов.

Ключевые слова: *автоматизированная сборка, сборочные автоматы и манипуляторы, исполнительные механизмы, динамические модели, законы движения, метод электроуправляемого демпфирования.*

The paper is devoted to problems of automation of assembly operations with use of industrial robots. Ways of increase of speed and efficiency transport and loading the systems used in automated assembly productions are considered. Results of research of a way of improvement of dynamic properties of assembly robots on the basis of a principle of operated damping are given in positioning points. The results of computer simulation and experimental investigation of assembly manipulator dynamics are given as well.

Key words: *automated assembling, assembly machines and manipulators, executive mechanisms, handling equipment, dynamic models. a principle of operated damping.*

Современное машиностроение и приборостроение имеет тенденцию к уменьшению серийности производства и одним из основных резервов повышения производительности труда для сборочного производства является переход к мехатронным сборочным системам, оснащенным промышленными роботами (ПР), системами интеллектуального управления, диагностики и самообучения. Достоинство робототехники – гибкость применения и возможность использования в практически неограниченном количестве процессов. Например, в авиастроительной отрасли в целях повышения качества при снижении ручного труда ПР начинают применять в процессах клепки, обшивки фюзеляжа, выкладки композитных материалов.

В докладе рассмотрена классификация мехатронного сборочного оборудования в зависимости от объема выпуска продукции. В условиях массового и крупносерийного производства широко применяются: специализированные сборочные полуавтоматы, автоматы и автоматические линии, роторные полуавтоматы и автоматы, роторные линии с ограниченной возможностью переналадки на выпуск новых изделий, например, за счет смены операционных роторов, специализированные перенастраиваемые сборочные автоматы с применением простых манипуляторов ПР с цикловым управлением на вспомогательных и отдельных сборочных операциях.

Для серийных производств применяют гибкие сборочные комплексы: на базе сложных ПР, выполняющих несколько сборочных операций со сменой инструмента в процессе сборки изделия; с последовательной сборкой каждой единицы изделия одним ПР с развитым адаптивным управлением. В ряде случае в робототехнических сборочных комплексах в условиях серий-

ного и мелкосерийного производства всю сборку изделия выполняет параллельно-последовательно один тип ПР, а отдельные операции выполняются вручную оператором. Включение человека непосредственно в технологический процесс сборки объясняется чаще всего технической невозможностью автоматизировать отдельные сложные операции.

Наибольшей гибкостью обладают роботизированные сборочные системы, состоящие из нескольких сборочных комплексов, не имеющих между собой жесткой функциональной связи, что дает возможность более эффективно обеспечить загрузку-выгрузку при сборке различных изделий. Эти участки позволяют легко включать в их структуру дополнительное оборудование, например, для выполнения контрольных операций, клеймения, упаковки.

При выполнении сборочных операций существуют несколько подходов к организации процесса сборки с помощью ПР:

1. Использование нескольких узкоспециализированных ПР (дифференцированная сборка).
2. Разделение ПР на транспортно-загрузочные и сборочные (стационарно-дифференцированная сборка).
3. Использование центрального адаптивного ПР (стационарная сборка).

Достоинством дифференцированной сборки, когда сборочная операция расчленяется на элементарные операции, каждая из которых выполняется отдельным узкоспециализированным манипулятором, является упрощенная кинематика и дешевизна последних, отсутствие средств адаптации ПР, а также простота загрузочно-ориентирующего оборудования для подачи деталей. Данный вид сборки широко применяется в массовом производстве, характеризующемся стабильностью последовательности операций.

Стационарная сборка предполагает использование центрального ПР, обладающего системой адаптивного управления и обеспечивающего необходимую гибкость. Вокруг сборочного ПР создается необходимый запас деталей, причем ПР может с помощью системы технического зрения идентифицировать, извлекать детали и осуществлять сборку на одном рабочем месте, используя стационарные сборочные приспособления и оснастку.

При стационарной дифференцированной сборке к ПР предъявляются менее жесткие требования, так как при сборке используется несколько ПР, каждый из которых ориентирован на выполнение ряда сборочных операций.

В отечественном машиностроении наибольшее применение получила дифференцированная сборка, при которой узкоспециализированные сборочные и транспортные ПР включаются в технологические процессы для выполнения как простейших сборочных операций, так и транспортно-загрузочных и вспомогательных операций [1-3].

Эффективность роботизированных сборочных систем во многом определяется быстродействием транспортно-загрузочного и ориентирующего оборудования: манипуляторов, питателей, отсекателей и т. д. В зависимости от характера движения рабочих органов питатели подразделяют на: шиберные, револьверные, грейферные, комбинированные, магазинные, кассетные; по виду привода – на: механические, пневматические, электромеханические и комбинированные. По характеру движения рабочего органа питатели различают: с возвратно-поступательным движением подающего звена; с возвратно-вращательным движением; вращательным и сложным перемещением рабочего органа. При этом захват деталей и перенос на позицию сборки может осуществляться с помощью механических, магнитных, электромагнитных, струйных и других захватов. Ориентирующие устройства служат для относительного ориентирования деталей на позиции сборки. Транспортные устройства предназначены для перемещения собираемых объектов с позиции на позицию с помощью манипуляторов ПР, конвейеров, производительность которых в значительной степени определяет эффективность сборочного произ-

водства. Захватывающие устройства служат для захватывания и удержания деталей в процессе их сборки.

К сборочным манипуляторам предъявляется целый комплекс различных, зачастую противоречивых требований, основным из которых является быстродействие – цикл работы ПР не более 2 – 4 секунд; точность позиционирования ± 0,01-0,2 мм; высокая удельная масса; относительно низкая стоимость; высокая надежность [2].

Анализ процессов сборки узлов топливной аппаратуры дизельных двигателей показывает, что человек по сравнению с автоматом проигрывает в скорости выполнения операций закрепления, но лучше подает детали на сборочную позицию и ориентирует их для предварительной сборки. Поэтому время и точность позиционирования деталей имеют решающее значение при создании сборочных автоматических устройств. Сборочные ПР должны обладать быстродействием, способным, по крайней мере, конкурировать с человеком при обслуживании сборочного оборудования. В работе [4] показано, что при манипулировании тяжелыми (массой $m > 10$ кг) или особо легкими изделиями ($m < 1$ г), когда требуется высокая точность перемещений (погрешность позиционирования $\Delta < \pm 0{,}05 - 0{,}15$ мм) или при больших ходах ($S > 0{,}65$ м) ПР выполняют транспортные операции быстрее человека (рис. 1). Однако при меньших ходах ($S < 0{,}65$ м) и массе манипулируемых объектов (10 г $< m <$ 1 кг), быстродействие ПР оказывается недостаточным. Анализ показывает, что, подавляющее большинство ПР, применяемых в настоящее время в сборочных комплексах, не отвечает требованиям по быстродействию.

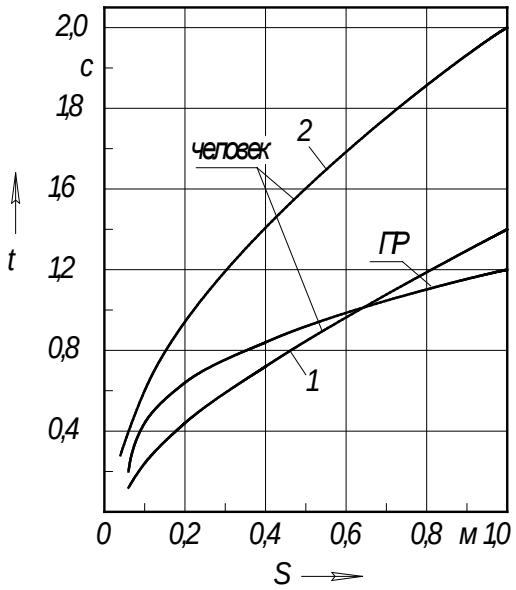


Рис. 1. Сравнение времени выполнения сборочной операции человеком и ПР:
1 – m = 1 кг; 2 – m =10 кг

На рис. 2 показана классификация путей повышения быстродействия ПР. Эти исследования развиваются по следующим направлениям: увеличение скоростей перемещения звеньев; уменьшение колебаний звеньев в точках позиционирования исполнительного устройства ПР; оптимизация циклограммы ПР; оптимизация компоновочных решений. Обычно увеличение скоростей ПР достигается за счет повышения мощности приводов звеньев. Однако повышение энергетических затрат требует увеличения габаритов, а также достаточно полного учета динамических нагрузок, действующих на звенья ПР.

Второе направление связано с разработкой высокоскоростных сборочных ПР с использованием приводов с рекуперацией кинетической энергии звеньев и роторных манипуляторов с использованием планетарных зубчатых механизмов, зубчато-рычажных и шарнирно-рычажных механизмов с гибкими связями [2, 3, 5].



Рис. 2. Основные направления увеличения быстродействия сборочных ПР

Одним из перспективных направлений увеличения скоростей является обеспечение оптимальных законов движения, в значительной степени определяющих динамические характеристики, габариты и быстродействие ПР. В работе [4] дается подробный анализ путей повышения быстродействия ПР путем уменьшения составляющих времени перемещения. Анализ составляющих времени углового позиционирования манипуляторов ПР с различным типом привода показывает, что время успокоения колебаний составляет от 50 до 60 % от времени цикла движения и уменьшение является важнейшим резервом увеличения быстродействия ПР, что достигается путем улучшения закона движения.

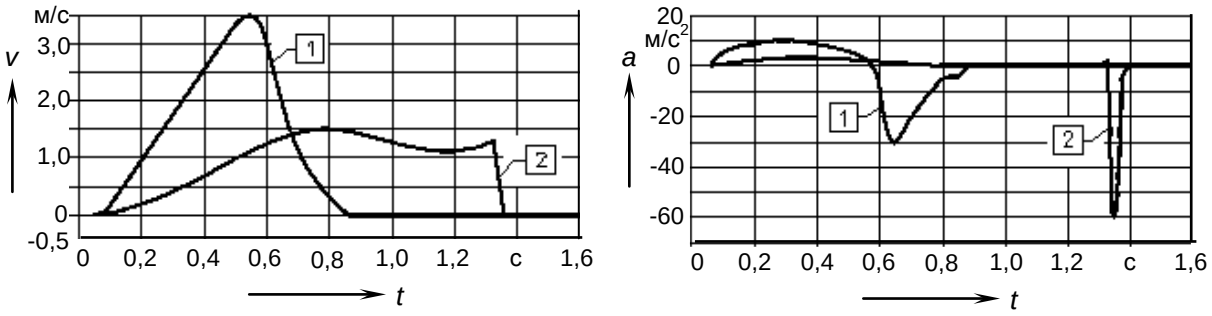
Наиболее эффективным решением уменьшения упругих колебаний является реализация безударных законов движения. Пневматические ПР имеют в этом отношении неудовлетворительные динамические характеристики. При позиционировании по жестким упорам рука ПР подходит к последнему с конечной скоростью и ускорением. Ускорения, возникающие при торможении, могут достигать величин 10-18g. В докладе для реализации циклоидальных законов движения штока пневмопривода ПР предлагается использовать принцип электроуправляемого демпфирования в конечных положениях путем изменения по соответствующему закону размеров сечений выходных отверстий выхлопной полости пневмоцилиндра. Эффект управляемого дросселирования достигается в конце поршневого хода и включается автоматически, а его интенсивность может регулироваться.

Для примера возьмем в качестве требуемого закона движения исполнительного звена ПР – циклоидальный, характеризуемый следующими зависимостями:

$$\left.\begin{aligned} x_i / H &= (2\pi\tau - \sin 2\pi\tau)/2\pi; \quad \dot{x}_i /(H / t_s) = dx_i / dt = 1 - \cos 2\pi\tau; \\ \ddot{x}_i /(H / t_s{}^2) &= d^2 x_i / dt^2 = 2\pi \sin 2\pi\tau; \ \dddot{x}_i /(H / t_s{}^3) = d^3 x_i / dt^3 = 4\pi \cos 2\pi\tau, \end{aligned}\right\}$$

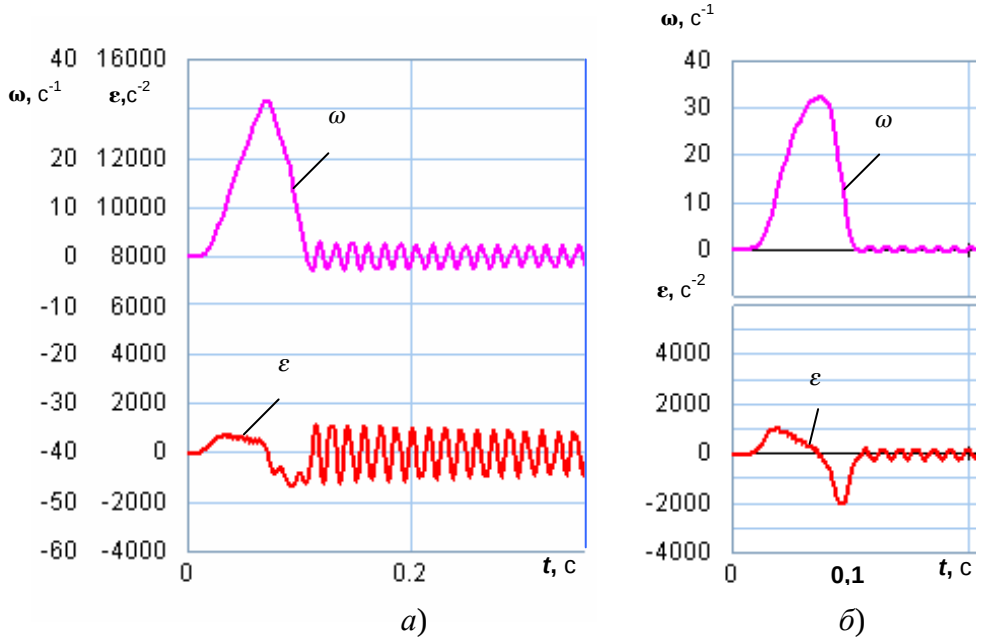
где $0 \le \tau \le 1$, τ – безразмерное время; $\dot{x}_i, \ddot{x}_i, \dddot{x}_i$ – соответственно первая, вторая и третья производные текущей координаты руки манипулятора, связанной со штоком пневмоцилиндра. Подробно методика синтеза управляемого пневмопривода ПР изложена в [3].

На рис. 3 и рис. 4 приведены результаты моделирования законов движения линейного и углового модуля пневмопривода сборочного ПР с электроуправляемым демпфированием в точках позиционирования при реализации циклоидального закона движения и параметрах: максимальное время перемещения $t_s \le 1{,}0$ с; масса перемещаемого груза m = 12 кг, максимальный угол углового перемещения 180º. Для сравнения на рис. 3 приведены соответствующие кривые (обозначены цифрой 2), полученные для традиционного способа торможения линейного пневмоцилиндра ПР с помощью демпфирующих устройств.



а) *б*)

Рис. 3. Законы движения линейного модуля ПР:
а – скорость; *б* – ускорение;
1 – привод с электроуправляемым демпфированием; 2 – привод с обычным демпфированием



а) *б*)

Рис. 4. Законы движения модуля углового перемещения ПР:
а – привод с обычным демпфированием;
б – привод с электроуправляемым демпфированием;

Приведенные графики показывают, что пневматический привод с электроуправляемым демпфированием в точках позиционирования обеспечивает более высокое (до 30%) быстродействие ПР и благоприятные динамические характеристики на режимах разгона и торможения. Анализ кривых показывает, что начало и конец движения исполнительного звена ПР осуществляется плавно с нулевой скоростью и ускорением. Время перемещения поршня пневмоцилиндра при циклоидальном законе движения сокращается на 35% по сравнению с традиционным способом позиционирования

Пути уменьшения стоимости ПР охватывают целый круг проблем: уменьшение кинематической избыточности и числа моделей (принцип унификации), применение модульного принципа конструирования, повышение серийности производства, расширение применения мехатроники и совершенствование программного обеспечения, разработка методов моделирования мехатронных систем на стадии проектирования, разработка средств диагностики и самообучения и т. д. Не менее важна проблема, связанная с увеличением соотношения грузоподъемности к собственной массе ПР и повышением энергоэффективности приводов. Примером является уникальный робот, разработанный в Институте робототехники и мехатроники DLR (Германия), имеющий соотношение номинальной грузоподъемности к собственной массе, близкое к 1,0, тогда как у лучших зарубежных ПР это соотношение равно 0,05. Так как звенья манипулятора сделаны из сверхпрочного и легкого карбона, это дало возможность при массе ПР 12 кг с высокой точностью (в доли микрона) манипулировать объектами массой более 10 кг.

Таким образом, наиболее важными проблемами повышения эффективности автоматизированных сборочных систем в машиностроении являются: увеличение быстродействия сборочных ПР и транспортно-загрузочного оборудования на основе разработки управляемых энергоэффективных приводов, реализующих безударные законы движения исполнительных устройств; создание легких конструкций ПР, оснастки и приспособлений, основанных на модульном принципе конструирования; применение мехатронных систем и методов математического моделирования процессов сборки; совершенствование методов типовой и групповой организации сборочного производства с учетом серийности производства изделий с целью более рационального выбора конструкции и компоновки автоматического сборочного оборудования.

Список литературы

1. Замятин В. К. Технология и оснащение сборочного производства машиноприборостроения: справочник.– М.: Машиностроение, 1995. – 608 с.
2. Козырев Ю. Г. Промышленная робототехника, мехатроника и проблемы автоматизации сборочных операций//Сборка в машиностроении и приборостроении.– 2006. – № 2. - С. 16-24.
3. Надеждин И. В. Высокодинамичные механизмы вспомогательных операций автоматизированных сборочных производств / под ред. В. Ф. Безъязычного. М.: Машиностроение, 2008. – 270 с.
4. Безъязычный В. Ф., Надеждин И. В. Повышение производительности автоматизированной сборки за счет увеличения быстродействия транспортно-загрузочного оборудования // Сборка в машиностроении и приборостроении. – 2007. – № 4. - С. 6-11.
5. Никифоров С. О. Циклоидальные манипуляторы: новые схемы, механика, управление, применение // Вестник машиностроения. – 2002. – № 6. - С. 3-8.

УДК 621.03, 621.763

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МЕТОДОМ СЕЛЕКТИВНОГО ЛАЗЕРНОГО ПЛАВЛЕНИЯ ЗА СЧЁТ ОПТИМАЛЬНОГО ВЫБОРА СТРАТЕГИИ ОБРАБОТКИ ЛАЗЕРНЫМ ЛУЧОМ

EFFECTIVENESS INCREASE OF PARTS PRODUCTION PROCESS BY SELECTIVE LASER MELTING METHOD BY STRATEGY LASER BEAM MOVEMENT OPTIMAL CHOICE

Окунькова А.А., к.т.н.
(ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия)

В данной статье рассмотрены основные используемые стратегии обработки лазерным лучом в сплавляемом слое изделия, получаемого при помощи метода селективного лазерного плавления, приведена их классификация, выявлены особенности, влияющие на качество каждого сплавляемого слоя и изделия в целом, приведены рекомендации по выбору оптимальной стратегии обработки лазерным лучом.

***Ключевые слова**: аддитивные технологии, селективное лазерное плавление, стратегия обработки лазерным лучом*

In the article the main laser beam movement strategies in the melted layer of the product produced by the selective laser melting method, the classification, the features, which influenced over the each melted layer quality and the whole product, the strategy laser beam movement optimal choice recommendation are considered.

***Key words**: additive technology, selective laser melting, laser beam strategy movements*

В современном мире технологический процесс селективного лазерного плавления является одним из перспективных методов аддитивного производства. Данная группа методов появилась вследствие развития технологий быстрого прототипирования в конце прошлого века [1, 2].

Технологии быстрого прототипирования позволяют изготовлять не только прототипы и модели изделий, но и готовые функциональные изделия методом послойного добавления материала и скреплением частиц и слоёв между собой при помощи известных методов. Исследования микроструктуры подобных образцов показало, что по своим физико-механическим свойствам они не уступают деталям, выполненным из литых аналогов, а пористость и посторонние включения составляют не более 2-3% [3, 4].

На сегодняшний день методы аддитивного производства считаются малопроизводительными и экономически невыгодными. Производство одногообразца может занимать до нескольких дней, а стоимость используемого материала в несколько раз превышать стоимость аналогичной литой заготовки [5, 6]. Поэтому их применение на производстве требует тщательного обоснования. Использование метода считается рациональным только в том случае, когда геометрию детали нельзя выполнить ни одним из существующим методов обработки материалов или время на технологическую подготовку производства существенно замедлит выпуск опытного образца. Например, при изготовлении опытного образца дорогостоящего изделия в единичном производстве, когда время на изготовление дополнительной оснастки и инструмента может занять до года или при изготовлении индивидуальных изделий биомедицинского назначения.

Методы аддитивного производства считаются альтернативным существующим традиционным субтрактивным методам обработки, таким как механические,

электрофизические и электрохимические методы обработки и пр. В отличие от классического формообразования, где от заготовки «отрезается» все лишнее при изготовлении детали, с использованием технологий аддитивного производства деталь «выращивается» из предварительно подготовленного порошкового материала, частицы которого послойно скрепляются между собой в каждом слое, а слои скрепляются между собой [7].

Аддитивный подход позволяет создавать уникальные изделия с внутренней полой структурой, например, теплообменники со сложной системой каналов охлаждения любой формы, литейная оснастка для создания корпусов новых двигателей и насосов, фильтрующие элементы с сетчатой структурой, размер ячеек которой определяется размером гранул порошкового материала (размер гранул зависит от выбранной толщины сплавляемого слоя изделий, для слоя толщиной 50 мкм - 80% гранул состава порошкового материала должны быть меньше 22 мкм, т.е. условно размер гранул лежит в диапазоне от 0 до 25 мкм), и пр. [8]. При помощи данных технологий появилась возможность изготавливать детали с прямоугольной либо любой другой формой внутренних полостей (спиралевидного типа)и/или любой формы сетчатым наполнением.

Современное развитие данных технологий позволяет предполагать, что в скором времени появится оборудование, позволяющее выпускать много материальные изделия из различных по составу и грануломорфометриипорошковых материалов. Например, корпус детали может быть выполнен из конструкционной стали, а внутренние полости из медного сплава для деталей типа теплообменников и пр. [9]

На основании всего этого можно заключить, что повышение эффективности процесса изготовления деталей методом селективного лазерного плавления за счёт оптимального выбора стратегии обработки лазерным лучом является актуальной задачей.

Метод селективного лазерного плавленияпредставляет собой процесс послойного сплавления деталей из металлического порошкового материала, гранулы которого связываются между собой путём их проплавления при помощи лазерного луча, движущегося в каждом слое по определённой траектории в соответствии с выбранной стратегией обработки и согласно трёхмерной модели изделия в компьютерной среде, которая была предварительно определённым образом подготовлена.

Одним из основных показателей качества изделий, изготовленных при помощи селективного лазерного плавления является наличие показателей удельной и усталостной прочности, которые не уступают по своим значениям аналогичных показателей деталей, изготовленных из материалов методами традиционной обработки из заготовок, полученных ковкой или литьём.

Современные исследования [10] показывают, что прочность образцов изделий, изготовленных при помощи метода селективного лазерного плавления, зависит не только от грануломорфометрическихсвойств и геометрических размеров частиц используемого порошкового материала, но и от внутренней микроструктуры и наличия дефектов (пор, трещин, дополнительных включений и пр.), которые появляются, в том числе, от выбранной стратегии обработки порошкового материала в каждом сплавляемом слое при помощи лазерного луча.

Металлографические исследования показывают, что у образцов изделий, изготовленных при помощи метода селективного лазерного плавления, можно наблюдать выраженную столбчатую микроструктуру, а при помощи сканирующего электронного микроскопа можно различить сплавляемые слои в изделии, на которые была предварительно разделена трёхмерная модель, и входящие в каждого состав слоя единичные треки – следы сплавления порошкового материала при помощи лазерного луча (рис 1.). Направление и конфигурация представленных единичных треков является точным соответствием траектории движений запрограммированного лазерного луча по предварительно распределённому в рабочей зоне слою порошкового материала согласно выбранной стратегии обработки.

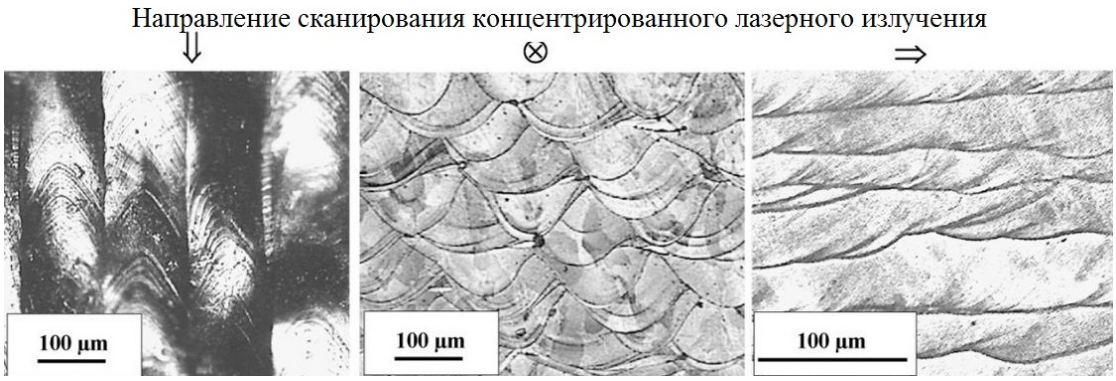


Рис. 1. Микроструктура образцов изделий, изготовленных при помощи метода селективного лазерного плавления [10]

Наличие ярко выраженной текстуры поверхности, зависящей, в основном, от направления сплавляемых треков и ориентации изделия в процессе изготовления (разделение на слои трёхмерной модели изделия) указывает на наличие анизотропии механических свойств, что было подтверждено исследованиями ведущего учёного в области лазерных технологий Смурова И.Ю. и др. [11].

Микроструктура образцов изделий, изготовленных при помощи метода селективного лазерного плавления, имеет дефекты, которые можно классифицировать как поры и раковины (рис.2).

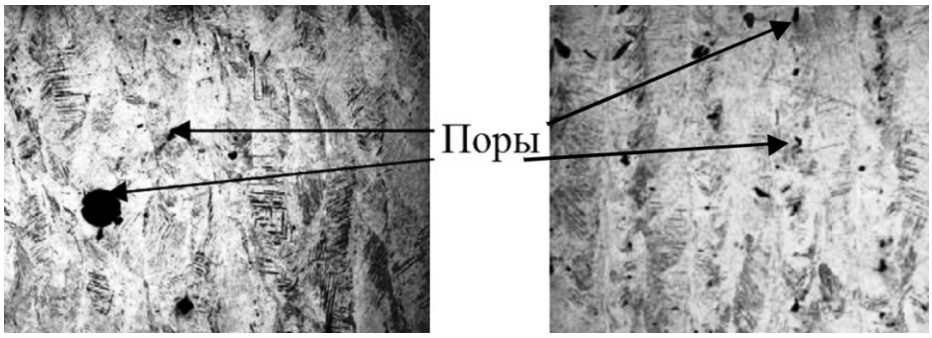


Рис. 2. Дефекты – поры в срезе образца изделия, полученного при помощи метода селективного лазерного плавления [10]

Пористость может объясняться консолидацией и коалесценцией порошкового материала, т.е. слиянием расплавленных частиц порошкового материала с уменьшением объёма и увеличением плотности, а также наличием термокапиллярных сил, образующихся в результате оплавления частиц порошкового материала [6]. Наличие пор и раковин отрицательно сказывается на механических свойствах изделий, так как уже одиночная пора в образце способна привести к резкому снижению его прочности из-за концентрации напряжений на её границе, особенно при клиновидной форме поры, называемой трещиной. Наличие в объёме тела достаточно большого количества пор, характеризующихся понятием пористости (долей объёма тела, занятого порами) усиливает снижение прочность, а также упругие, вязко – пластические и другие свойства [11], ограничивающие функциональное применение изделий, изготовленных при помощи метода селективного лазерного плавления.

В свою очередь внутренняя микроструктура и наличие дефектов в изделиях в основном зависят от технологических параметров процесса селективного лазерного плавления. Данный технологический процесс характеризуется прежде всего большим количеством различных технологических параметров (по некоторым оценкам их более ста [3]), однако из них можно выделить следующие основные, которые оказывают наибольшее влияние на конечное качество микроструктуры изделий. Это мощность

лазерного источника, скорость сканирования лазерного луча, и стратегия обработки лазерным лучом сплавляемого слоя изделия.

При сплавлении гранул порошкового материала лазерный луч движется относительно плоскости слоя и сплавляет предварительно распределённый по подложке дозатора порошковый материал. В результате образуются единичные дорожки – треки, геометрия которых представлена на рис.3.

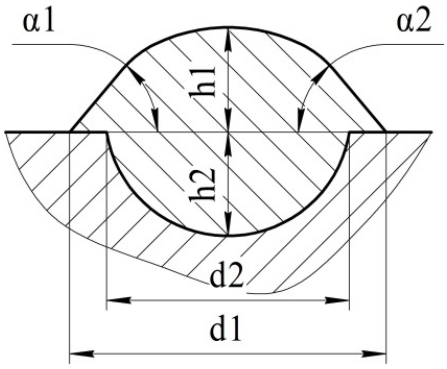


Рис. 3. Геометрические характеристики единичного трека в срезе сплавляемого слоя, где h_1 – высота трека над подложкой; h_2 – глубина зоны проплавления подложки подлежащего слоя; d_1 – ширина единичного трека; d_2 – ширина зоны проплавления; α_1,α_2– угол смачивания подложки расплавом в зоне воздействия лазерного излучения

Существует большое количество различных стратегий движения лазерного луча в сплавляемом слоя [1, 10]. Их можно разделить на две основные группы: стратегии первого и второго уровней.Здесь далее будут рассматриваться стратегии первого уровня, с использованием которых формируются стратегии второго уровня. Из стратегий первого уровня можно выделить четыре основных, системообразующих на которых базируется формообразование при изготовлении изделий методом селективного лазерного плавления.

Системообразующие стратегии, в свою очередь, можно разделить условно также на две группы. В первую группу (таблица, а-б) входят однопроходные стратегии, во вторую группу (таблица, в-г) входят двухпроходные стратегии движения лазерного луча в сплавляемом слое, позволяющие достичь максимальной плотности образцов (менее 1% пористости).

При первой стратегии (таблица, а) сканирование происходит с шагом h, следовательно, единичные треки располагаются на расстоянии близком кh друг от друга, которое больше или равно значению диаметра пятна лазерного луча на подложке или сплавляемом слоеd_1.

При второй стратегии (таблица, б) расстоянии h меньше, чем d_1. Данные стратегии применяются редко, так как дают большую пористость образцов, и, следовательно, невысокие механические свойства. Эти стратегии ещё называют высокопроизводительными, так как они позволяют значительно сократить цикл изготовления изделия при невысоком качестве микроструктуры получаемого образца. Часто используется за основу при использовании стратегий второго уровня.

Третья стратегия (таблица, в), называемая в современной литературе стратегия «двух зон», при которой каждый слой порошкового материала обрабатывается лазерным лучом в два приёма. Сначала слой обрабатывается с шагом, равным ширине переплавленного трека для данного порошкового материала, а затем лазерный луч проходит между уже переплавленными треками, сплавляя, таким образом, два соседних трека.

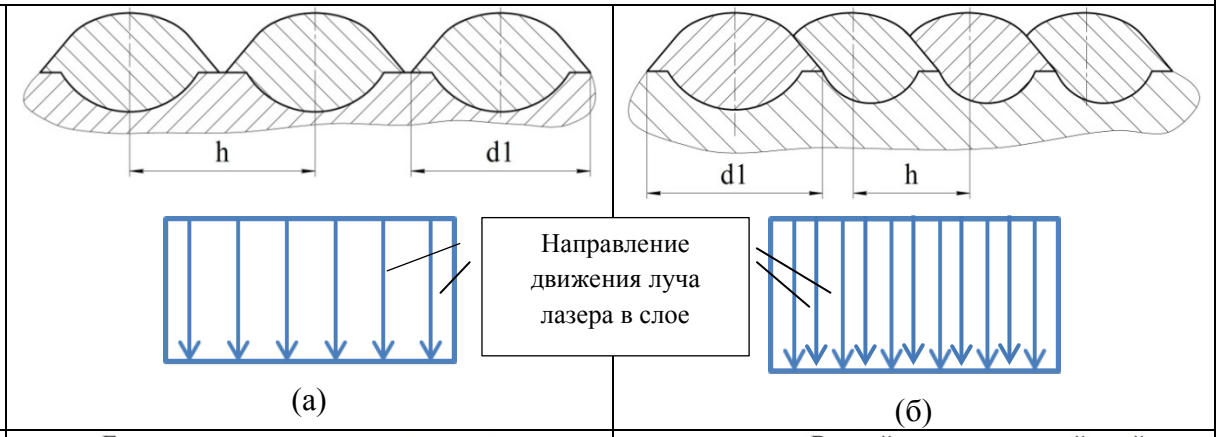
При четвертой стратегии перекрёстной штриховки (в англоязычной литературе встречается название «кросс-штриховки») (таблица, г), сканирование каждого слоя осуществляется перпендикулярно направлению сканирования нижележащего слоя.

Ключевой особенностью данной стратегии является возможность избежать образования периодической волновой структуры, которая проявляется более явно с каждым вновь синтезированным слоем [3].

Таблица. Стратегии обработки лазерным лучом сплавляемого слоя изделия

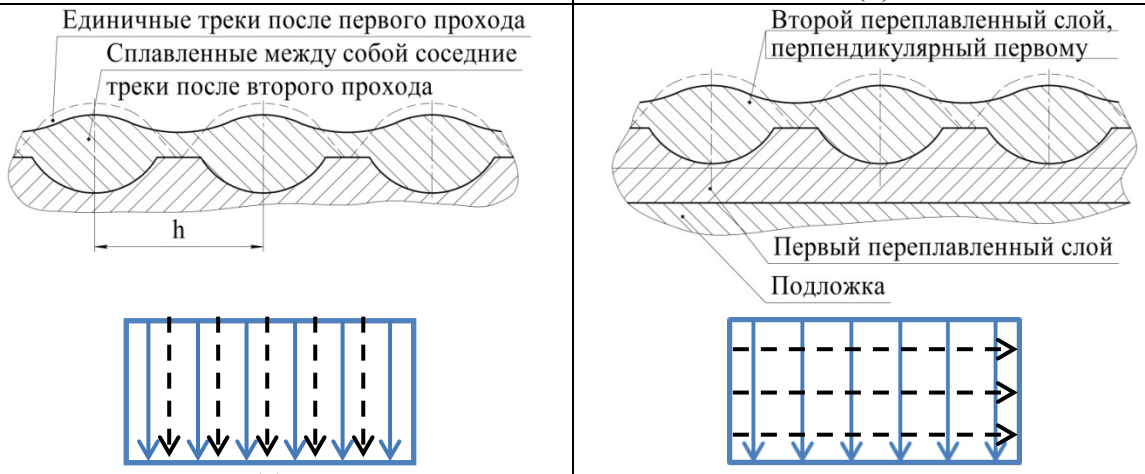
Стратегии обработки лазерным лучом

Однопроходные



(а) (б)

Двухпроходные



(в) (г)

Примечание: → - первый проход луча лазера; ⇢ - повторный проход луча лазера; а – простая однопрохоная стратегия обработки (с широким интревалом сканирования между единичными треками, $h \geq d_1$); б – уплотненная однопроходная стратегия обработки (с меньшим интревалом сканирования между единичными треками, $h < d_1$); в – двухпроходная стратегия обработки «двух зон»; г – двухпроходная стратегия обработки перекрестной штришовки («кросс-штриховки»); h – шаг сканирования; d_1 – диаметр пятна луча лазера в сплавляемом слое.

От выбранной стратегии обработки лазерным лучом при селективном лазерном плавлении зависят механические свойства и пористость образцов, а также время изготовления каждого слоя изделия и всего изделия в целом.

Возможно моделирование показателей прочности изделия за счёт выбора оптимальной стратегии обработки лазерного луча в каждом сплавляемом слое изделия, в том числе, по отдельным ортогональным направлениям. Это позволит повысить эффективность и сократить сроки изготовления изделий, а также позволит управлять анизотропией свойств изделия (в полном соответствии с его функциональным назначением), снизить пористость образцов, а следовательно и повысить их качество.

Для этого целесообразно использовать различные стратегии обработки лазерным лучом сплавляемого слоя изделия и различную ориентацию изделия в процессе эксплуатации. Уменьшение пористости возможно за счёт подбора оптимальных

технологических параметров, таких как мощность и скорость сканирования лазерного луча, толщина сплавляемого слоя порошкового материала, а также подбора оптимального шага сканирования между двумя соседними сплавляемыми единичными треками.

Настоящая работа выполнялась в рамках Постановления Правительства №220 по государственной поддержке научных исследований, проводимых под руководством ведущих учёных в российских вузах.

Список литературы

1. Смуров И.Ю., Мовчан И.А., Ядройцев И.А., Окунькова А.А., Цветкова Е.В., Черкасова Н.Ю. Аддитивное производство с помощью лазера // Вестник МГТУ «Станкин». 2011. Т. 2. № 4. С. 144-146.
2. Григорьев С.Н., Козочкин М.П., Сабиров Ф.С., Синопальников В.А. Проблемы технической диагностики станочного оборудования на современном этапе развития // Вестник МГТУ «Станкин». 2010. №4. С.27-36.
3. Смуров И.Ю., Мовчан И.А., Ядройцев И.А., Окунькова А.А., Черкасова Н.Ю., Антоненкова Г.В. Аддитивное производство с помощью лазера. Проведение экспериментальных работ // Вестник МГТУ «Станкин». 2012. № 1. С. 36-38.
4. Doubenskaia M., Pavlov M., Chivel Yu., Optical System for On-Line Monitoring and Temperature Control in Selective Laser Melting Technology // Key Engineering Materials. 2010. V. 437. P. 458-461.
5. Назаров А.П. Перспективы быстрого прототипирования методом селективного лазерного спекания/плавления // Вестник МГТУ «Станкин». 2011. Т. 1. № 4. С. 46-52.
6. Pavlov M., Novichenko D., Doubenskai M., Optical Diagnostics of Deposition of Metal Matrix Composites by Laser Cladding // Physics Procedia. 2011. V. 12. P. 674-682.
7. Окунькова А.А. Комплекс контроля геометрических параметров продукции термопластавтомата: разработка структурной схемы // Вестник МГТУ «Станкин». 2011. № 2. С. 75-79.
8. Григорьев С.Н. Проблемы и перспективы развития отечественного машиностроительного производства // Справочник: Инженерный журнал с приложением. 2011. № 12. С. 3-7.
9. Григорьев С. Н., Телешевский В. И. Проблемы измерений в технологических процессах формообразования // Измерительная техника. 2011. №7. С.3-7.
10. Yadroitsev I., Thivillon L., Bertrand Ph., Smurov I. Strategy of manufacturing components with designed internal structure by selective laser melting of metallic powder // Applied Surface Science. 2007. V.254, P. 980-983.
11. Yadroitsev I., a.o. Strategy Manufacturing of fine-structured 3D porous filter elements by selective laser melting // Applied Surface Science. 2009. V.255. P. 5523 – 5527.

УДК 621.91

ДИНАМИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ ПРУЖИННО-ЗУБЧАТОЙ МУФТЫ.

DYNAMIC SYNTHESIS OF SPRING-GEAR COUPLINGS

Павлов Б.И. д.т.н.
(ИМАШ РАН, Москва, Россия).

Трехмассовая расчетная схема муфты представляет собой нелинейную систему с переменной структурой, которая связана с несколькими фазами движения рассматриваемой системы. Динамическая модель включает два упругих вала, подводящих к муфте движущий момент и момент сопротивления.

Ключевые слова: *предохранительная муфта, цикл работы, фазы, расчетная модель.*

Three-mass-coupling calculation scheme is a nonlinear system with variable structure that are associated with several phases of motion of the system. The dynamic model comprises two elastic shaft coupling the leads to the driving torque and the moment of resistance.

Key words: *safety clutch, cycle, phase, the estimated model.*

При заклинивании исполнительного органа машины применяются пружинно-зубчатые муфты, тем самым исключается поломка промежуточных звеньев машины, но при этом возникают значительные упругие моменты на валах трансмиссии [1].

Предохранительная муфта связывает между собой с помощью двух полумуфт, имеющих торцевые либо кулачки или зубья, два соосно расположенных вала. Одна полумуфта смонтирована неподвижно на приводном (ведущем) валу. Вторая полумуфта установлена на шлицевом участке второго вала (ведомого), который может перемещаться в осевом направлении. Контакт (зацепление) полумуфт обеспечивается пружиной, усилие которой регулируется гайкой.

Принцип действия ее следующий. При перегрузке ведомый вал и соответствующая ему полумуфта останавливаются, не препятствуя вращению ведущего вала. За счет возникающих в зацеплении осевых усилий пружина сжимается, ведомый вал получает осевое перемещение на величину высоты зуба (кулачка). Торцы кулачков муфт начнут проскальзывать. Когда выступ одного кулачка одной из полумуфт будет находиться против впадины другой из полумуфт, под действием пружины будет происходить зацепление полумуфт [2-4].

Работа кулачковых предохранительных устройств основана на уравновешивании пружинами возникших на кулачках осевых сил. Цикл работы муфты можно разделить на несколько фаз[2].

Нулевая фаза (рис. 1,а):

Трансмиссия находится в рабочем состоянии – установившийся режим. Расчетная модель с учетом упругости валов, но без учета диссипативных сил, представляется трехмассовой. Система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\begin{aligned} &J_1\ddot{\varphi}_1 + c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) = M_1, \\ &J_2\ddot{\varphi}_2 - c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2) + c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) = 0, \\ &J_3\ddot{\varphi}_3 - c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) = M_3, \end{aligned} \qquad (1)$$

где $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ - обобщенные координаты, углы поворота масс с моментами инерции J_1, J_2, J_3. На рисунке J_1 - приведенный момент инерции вращающихся масс

привода трансмиссии; J_2 - приведенный момент инерции муфты: $J_2 = J_{2'} + J_{2''}$, $J_{2'}$, $J_{2''}$ - моменты инерции полумуфт; J_3 - приведенный момент инерции исполнительного органа; c_{12}, c_{23} - приведенные жесткости валопроводов.

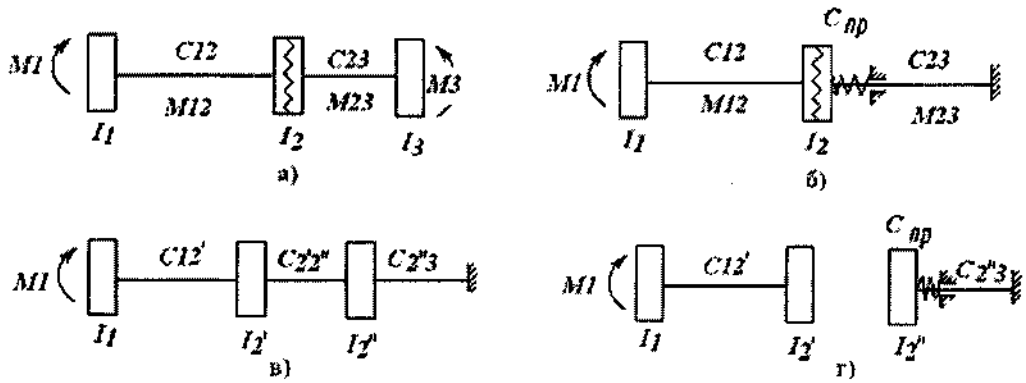


Рис. 1. Расчетная схема

Осуществив переход к обобщенным координатам $M_{12} = c_{12}(\varphi_1 - \varphi_2)$, $M_{23} = c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3)$ - упругим моментам на валах, система (1) преобразуется к виду:

$$\begin{aligned} &\ddot{M}_{12} + \beta_{12}^2 M_{12} + \frac{c_{12}}{J_2} M_{23} = \frac{c_{12} M_1}{J_2}, \\ &\ddot{M}_{23} + \beta_{23}^2 M_{23} - \frac{c_{23}}{J_2} M_{12} = -\frac{c_{23} M_3}{J_3} \end{aligned}, \qquad (2)$$

где $\beta_{12}^2 = c_{12}\dfrac{J_1 + J_2}{J_1 \cdot J_2}$, $\beta_{23}^2 = c_{23}\dfrac{J_2 + J_3}{J_2 \cdot J_3}$.

Первая фаза (рис.1,б):

Возникает стопорная нагрузка. Масса с моментом инерции J_3 останавливается. Расчетная модель для напряженного состояния представляется следующей системой дифференциальных уравнений.

$$\ddot{M}_{12} + \beta_{12}^2 M_{12} - \frac{c_{12}}{J_2} M_{23} = \frac{c_{12}}{J_1} M_1, \quad \ddot{M}_{23} + \beta_{23}^2 M_{23} - \frac{c_{23}}{J_2} M_{12} = 0 ,$$

где $\beta_{12}^2 = c_{12}(J_1 + J_2)/J_1 J_2$, $\beta_{23}^2 = c_{23}/J_2$.

Решение данной системы имеет вид:

$M_{12} = A_1 \sin \beta_1 t + B_1 \sin \beta_2 t + M_1$,

$M_{23} = A_2 \sin \beta_1 t + B_2 \sin \beta_2 t + M_1$,

где $A_1 = A_2(1 - J_2\beta_1^2 / c_{23})$, $B_1 = B_2(1 - J_2\beta_2^2 / c_{23})$,

$$A_2 = -\frac{c_{23}\omega_1(c_{23} - J_2\beta_2^2)}{\beta_1 J_2(\beta_2^2 - \beta_1^2)}, \quad B_2 = -\frac{c_{23}\omega_1(c_{23} - J_2\beta_1^2)}{\beta_2 J_2(\beta_2^2 - \beta_1^2)},$$

$$\beta_{1,2}^2 = \frac{c_{23}}{2J_2}\left[\frac{c_{12}(J_1 + J_2)}{c_{23}J_1} \pm \sqrt{\left(\frac{c_{12}(J_1 + J_2)}{c_{23}J_1}\right)^2 - \frac{4c_{12}J_2}{c_{23}J_1}}\right].$$

Вторая фаза (рис.1,в):

Фаза относительного перемещения полумуфт. Для перемещения подвижной ведомой полумуфты в направления выключения необходимо приложить к ней осевое усилие (рис.

2) Q: $Q = T - T'$, где $T' = M_{23} / R \cdot tg(\alpha - \rho)$ - осевая сила, α – угол наклона рабочей грани кулачка, ρ – угол трения на кулачке (tgρ = μ – коэффициент трения), Т – сила трения втулки подвижной полумуфты на шлицах втулки $T = \mu_1 M_{23} / r$, где μ_1 - коэффициент трения муфты на шлицах, R, r -радиусы: R- средний радиус муфты, измеренный по кулачкам, r – радиус вала или радиус впадин шлицевого вала подвижной полумуфты.

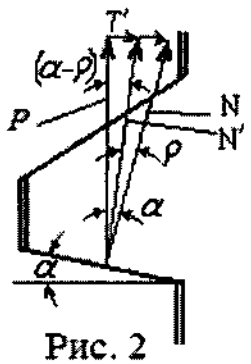


Рис. 2

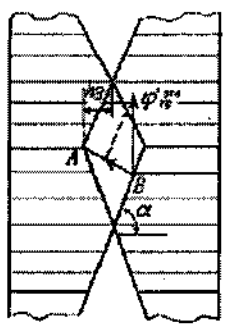


Рис. 3

Расчетная модель для напряженного состояния представляется следующей системой дифференциальных уравнений

$$\ddot{M}_{12'} + \beta^2_{12'} M_{12} - c_{12'} M_{2'2''} / J_{2'пр} = c_{12'} M_1 / J_1,$$

$$\ddot{M}_{2'2''} + \beta^2_{2'2''} M_{2'2''} - c_{2'2''} M_{23} / J_{2'пр} - c_{2'2''} M_{2''3} / J_{2''} = 0,$$

$$\ddot{M}_{2''3} + \beta^2_{2''3} M_{2''3} - c_{2''3} M_{2'2''} / J_{2''} = 0, \text{ где } \beta^2_{12'} = c_{12'}(J_1 + J_{2'пр}) / (J_1 J_{2'пр}),$$

$$\beta^2_{2'2''} = c_{2'2''}(J_{2'пр} + J_{2''}) / (J_{2'пр} J_{2''}), \qquad \beta^2_{2''3} = c_{2''3} / J_{2''}.$$

Здесь $J_{2'пр}$ приведенный момент инерции ведущей полумуфты $J_{2'пр} = J_{2'} + m_{2'} R^2 tg\alpha$. Полумуфты связаны упругой связью, жесткость которой равна приведенной жесткости пружины $c_{2'2''}$. $c_{2'2''} = c_{пр} R / [tg(\alpha - \rho) - R\mu_1 / r]$.

Для правильного сцепления кулачков подвижная муфта должна передвигаться по валу без качения, что достигается при помощи шлицевого соединения или посадкой полумуфты на двух диаметрально противоположных направляющих шпонках.

Момент срабатывания муфты: $M_{ст} = P_{пр} R / [tg(\alpha - \rho) - \mu_1 R / r]$.

Наибольший крутящий момент М складывается из статического $M_{ст}$ и динамического $M_д$ моментов: $M = M_{ст} + M_д$. Для определения динамического момента рассмотрим движение подвижной полумуфты.

Динамический крутящий момент $M_д$ при проскальзывании кулачковой муфты определяется: $M_д = c_{2''3} \cdot \dot{\varphi}_{2''} \sin(p_1 t) / p_1$, где p_1 - круговая частота собственных угловых колебаний подвижной полумуфты $p_1 = \sqrt{c_{2''3} / J_{2''}}$, $\omega = \dot{\varphi}_{2''}$ - угловая скорость подвижной полумуфты.

преграды.

Третья фаза (рис.1,г)):

Полумуфты выйдут из зацепления. Установившийся процесс проскальзывания можно представить состоящим из следующих этапов:

а) полумуфты разобщены (скольжение по торцам и вход кулачков ведущей полумуфты во впадины другой);

б) удар и скольжение кулачков ведущей полумуфты по кулачкам ведомой.

Подвижная полумуфта совершает угловые и осевые колебания в направлении упругих связей в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. Перемещение подвижной

полумуфты, обладающей двумя степенями свободы можно привести к двум перемещениям с одной степенью свободы:

$$\begin{aligned} &m_{2'}\ddot{x}_{2'} + c_{np}(x^0_{2'} - x_{2'}) = 0, \\ &J_{2'}\ddot{\varphi}_{2'} + c_{2'3}\varphi_{2'} = 0, \end{aligned} \qquad (4)$$

где $m_{2'} = m$ –масса подвижной полумуфты; $\varphi_{2'}$ и $x_{2'} = x$ – угловое и осевое перемещения подвижной полумуфты, $x^0_{2'} = x_0$ – начальное натяжение пружины; $c_{2'3}$ – крутильная жесткость вала от ведомой полумуфты до преграды. Возникают две системы: двухмассовая и одномассовая. Расчетные модели для напряженного состояния представляются следующими системами дифференциальных уравнений.

Для двухмассовой системы:

$\ddot{M}_{12'} + \beta^2_{12'}M_{12'} = c_{12'}M_1/J_1$, где $\beta^2_{12'} = c_{12'}(J_1 + J_{2'})/(J_1J_2)$. Данное уравнение описывает вынужденные колебания масс 1 и 2 под действием постоянного приведенного момента двигателя M_1.

Для одномассовой системы:

$\ddot{M}_{2'3} + \beta^2_{2'3}M_{2'3} = 0$, $\ddot{x}_{2'} + \beta_{2'n}x_{2'} = 0$, где $\beta^2_{2'3} = c_{2'3}/J_{2'}$. $\beta^2_{2'n} = c_{np}/m_{2'}$

Это означает, что ведомая полумуфта совершает крутильные колебания вокруг оси и линейные колебания под действием пружины. Эта полумуфта перемещается в осевом направлении не более, чем на высоту зуба $h_з = h$,т.е. муфта проходит расстояние $AB = 2h\sin\alpha$ (рис.3).

Относительная приведенная скорость полумуфт $v_{2'2'} = R(\omega_{2'} - \omega_{2'}) + \dot{x}_{2'}tg(\alpha)$, где $\omega_{2'} = \frac{1}{J_{2'}}\int_0^{t_3} M_{12'}dt + \omega_{2'(0)}$, $\omega_{2'} = \frac{1}{J_{2'}}\int_0^{t_3} M_{2'3}dt + \omega_{2'(0)}$ - угловые скорости полумуфт в начале третьей фазы.

Замыкание полумуфт происходит при условии $J_{2'}(\omega_{2'} - \omega_{2'}) \le \dot{x}_{2'}tg\alpha$ и за время t_3, определяемым из уравнения: $2h_3\sin\alpha = R\cos\alpha\int_0^{t_3}\omega_{2'2'}dt$. В момент замыкания возникает удар.

Принимая соударение пластическим и мгновенным имеем: $J_{2'}\omega_{2'(3)} + J_{2'}\omega^{np}_{2'(3)} = \omega_2J_2$. Угловая скорость муфты после удара $\omega_2 = \omega_{2'(3)}J_{2'}/J_2 + \omega^{np}_{2'(3)}J_{2'}/J_2$, где $\omega^{np}_{2'(3)} = \omega_{2'(3)} + \dot{x}_{2'(3)}tg\alpha/R$ - приведенная скорость ведомой полумуфты в конце третьей фазы; $\omega_{2'(3)}, \dot{x}_{2'(3)}$ - угловая скорость ведущей и линейная скорость ведомой полумуфт в конце третьей фазы, т.е. до удара. Отсюда после удара: $\dot{M}_{12'(y)} = c_{12'}(\omega_1 - \omega_2)$, $\dot{M}_{2'3(y)} = c_{2'3}\omega_2$.

Во время соударения возникают нормальные p_n и тангенциальные p_t импульсы, которые вызывают соответствующее изменение скоростей

$$m[\dot{x}(+0) - \dot{x}(-0)] = -p_n\sin\alpha \pm p_t\cos\alpha$$

$$J_{2'}[\dot{\varphi}_{2'}(+0) - \dot{\varphi}_{2'}(-0)] = p_nR\cos\alpha \pm p_tR\sin\alpha$$

$$J_{2'}[\dot{\varphi}_{2'}(+0) - \dot{\varphi}_{2'}(-0)] = -p_nR\cos\alpha \mp p_tR\sin\alpha$$

Проскальзование полумуфт при ударе невозможно, если $p_t < \mu p_n$, где μ – коэффициент трения между зубьями. При невыполнении этого условия происходит проскальзование. При ударе $p_t = \mu p_n$. Удар происходит по граням полумуфт.

При соударении окружная скорость v_{okp} и осевая v соотносятся как соответствующие ускорения: $\frac{v_{okp}}{v} = \frac{m\cos\alpha}{m_1 \sin\alpha} = \frac{m}{m_1 tg\alpha}$, где m_1 - приведенная масса подвижной полумуфты $m_1 = J_{2'} / R^2$. Суммарная окружная скорость: $v_0 = v_{okp} + v \cdot tg\alpha = \omega_0 R$. Отсюда $v_{okp} = v_0 m/(m + m_1 tg^2\alpha)$ или $\omega = \omega_0 m/(m + m_1 tg^2\alpha)$.

Постоянные в решении уравнения (4) могут быть определены из начальных условий.

А) Если ширина впадины одной из полумуфт больше толщины кулачков другой (происходит скольжение торцов кулачков по дну впадин, то после соударения при t=0, $\varphi_{2'} = 0$: $\dot{\varphi}_{2'} = \omega(+0)$, $\dot{x} = v(+0)$ - скорости подвижной полумуфты после соударения.

Б). Ширина впадин одной полумуфты равна толщине кулачков другой. Анализ ударных явлений исходим из следующих условий.

Время t, необходимое для смещения подвижной полумуфты под действием пружины на расстояние h, равное высоте кулачка, $t_1 = \frac{1}{p_2} arc\cos(1 - \frac{h}{x_0 + h})$, где $p_2^2 = c_{np} / m$ - круговая частота собственных осевых колебаний подвижной полумуфты, t_1 - время, через которое наступает соприкосновение полумуфт.

Время t_2, за которое ведущая полумуфта повернется на угол, соответствующий окружному смещению кромок у вершины и основания кулачков из-за наклона рабочей поверхности: $t_2 = htg\alpha/(\omega_0 R)$.

$$\dot{x}(-0) > \frac{J_{2'}}{J_2} Rtg(\alpha + \rho)\left|\varphi_{2'2'}(-0)\right|$$

Послеударные скорости:

$\dot{\varphi}_{2'2'}(+0) = \dot{\varphi}_{2'2'}(-0)/B_1 + \dot{x}(-0)/B_2$, $\dot{x}(+0) = \dot{\varphi}_{2'2'}(-0)/B_3 + \dot{x}(-0)/B_4$,

где $B_1 = 1 + \frac{J_2}{J_{2'} tg\alpha \cdot tg(\alpha \mp \rho)}$, $B_2 = Rctg\alpha[1 + \frac{J_{2'} tg\alpha \cdot tg(\alpha \mp \rho)}{J_2}]$,

$B_3 = \frac{tg\alpha}{R}[1 + \frac{J_2}{J_{2'} tg\alpha \cdot tg(\alpha \mp \rho)}]$, $B_4 = 1 + \frac{J_{2'} tg\alpha \cdot tg(\alpha \mp \rho)}{J_2}$

Расчет муфты сводится к определению: допускаемого напряжения на срез в шлицах, размеров пружины. Решающую роль в работе муфты играет скорость ее выключения и надежность. Эти показатели зависят от вида кулачков (прямоугольные, трапецеидальные), их количества и расположения. Исследование действительных значений упругих моментов в валах машины при заклинивании исполнительного органа позволяет принять решение о работоспособности муфты. На этапе проектирования необходимо оценить данные моменты, исследовать влияние конструктивных параметров муфты и трансмиссии, а также влияние скорости вращения привода на коэффициент динамичности[2-4].

Список литературы:

1. Морозов Н.Г., Белоконев А.А., Смагер И.В. Защита привода рабочих органов землеройных машин от перегрузок // Строительные и дорожные машинью 1981. № 3. С 16 - 18.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ТВЕРДЫХ СМАЗОК
GRINDING PROCESS EFFECTIVENESS IMPROVEMENT USING SOLID LUBRICANTS

Панайоти В.А., к.т.н.
(МГУПИ, Москва, Россия)

Разработаны новые композиции твердых смазок и предложена технология их нанесения на шлифовальный круг непосредственно в процессе шлифования.

New compositions of solid lubricants and a technology of their deposition on grinding wheel surface during grinding process have been developed.

Одним из перспективных методов повышения производительности процесса шлифования, особенно на таких операциях, где невозможно или нежелательно применение смазочно-охлаждающих жидкостей (профильное шлифование, заточка и доводка лезвийного инструмента) является применение твердых смазочных материалов (ТСМ). Эти материалы обладают способностью значительно снижать силы трения при контакте двух поверхностей и открывают перед исследователями большие перспективы для повышения эффективности шлифования. При введения ТСМ в зону контакта шлифовального круга и обрабатываемой детали непосредственно в процессе резания, сухая твердая смесь, состоящая из нескольких компонентов с различной температурой плавления и служебным предназначением, в виде круглого или квадратного в сечении бруска прижимается к вращающемуся шлифовальному кругу и в его порах или на режущей поверхности остается тонкий слой смазочного материала.

В работе были поставлены следующие задачи:

- разработка новых эффективных составов смазочных материалов;
- определение оптимальной композиции смазочных брусков;
- разработка технологии их изготовления в лабораторных условиях;
- исследование методов введения смазки в зону шлифования;
- разработка прогрессивной технологии нанесения смазки на круг.

В исследованиях использовали эльборовые шлифовальные круги чашечной формы ЛЧК125х45х32х10х5 зернистостью ЛО8, твердостью С1, структуры №8 на связке С10. Работы проводились на модернизированном универсально-заточном станке модели 3А64Д. В качестве обрабатываемого материала использовали образцы из закаленной быстрорежущей стали Р9Ф6 с высотой шлифуемой поверхности 7 мм.

В качестве ТСМ выбрали вещества, имеющие ламелярную структуру, полимерные пленки, металлические твердые химические компоненты. В исследуемый состав вошли смазочные агенты (дисульфид молибдена, гексогональный нитрид бора, графит), связки (стеарин, парафин) и химическая компонента (малеиновый ангидрид). Использовались и другие наполнители.

Были изготовлены смазки с различным соотношением составляющих компонентов. При экспериментах контролировали удельный расход эльбора в круге методом линейных измерений и фиксировали силы резания на тензометрической установке. Предложенные композиции ТСМ наносили на режущую поверхность эльборового круга по 9, 18, 27 и 36

мг на каждый двойной ход продольной подачи станка. Установлено, что удельный расход эльбора при введении смазки не зависит от ее нанесенного количества, но уменьшается в 1,5 раза, например, с 4.7 до 2.4 мг/г. Составляющая силы резания также уменьшилась.

Представляет интерес и определение времени действия нанесенной на круг порции твердой смазки, которая в нашем случае вводилась в количестве 0,5 мг. При этом составляющая силы Pz резко уменьшается, а потом монотонно возрастает, достигая величины этой составляющей без применения ТСМ через примерно 100 дв. ходов.

Исследовалось и влияние частоты нанесения твердой смазки. При этом средние значения этих составляющих по мере уменьшения количества двойных ходов между нанесением смазки стремятся к значениям этих сил при введении сухой смазки на каждый двойной ход станка. В этой связи в дальнейших экспериментах использовали метод контактной подачи бруска смазки под постоянным давлением.

Были опробованы различные методы изготовления брусков из ТСМ. Наиболее технологичным оказался метод разлива расплавленного состава в формы.

Таким образом, в работе были разработаны новые композиции твердых смазок и предложена технология их нанесения на шлифовальный круг непосредственно в процессе шлифования. Разработано также приспособление для нанесения твердого смазочного материала.

УДК 123.3.321

АНАЛИЗ СТАТИЧЕСКИХ ОШИБОК ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ УПРАВЛЕНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ МОДУЛЕМ НА ОСНОВЕ ТРЕХПОДВИЖНОГО МЕХАНИЗМА ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ СО ШТАНГАМИ ПОСТОЯННОЙ ДЛИНЫ

Пась О.В.
(ИМАШ РАН, г. Москва)

Разработана дискретная аналитическая модель статической жесткости для распространенного вида технологических модулей на основе механизма параллельной структуры типа 3-PRS. На основе модели выполнен анализ распределения статических погрешностей формообразования в рабочем пространстве, возникающих из-за упругих деформаций механической системы.

Ключевые слова: *механизм параллельной структуры, статическая жесткость, статические погрешности, якобиан обратных кинематических зависимостей, метод возможных перемещений.*

Developed static stiffness model of the popular type of the process model based on the 3-PRS parallel kinematics mechanism. Perfomed analysis of the static shaping errors distribution in the workspace because of the elastic deformations.

Keywords*: parallel kinematics mechanism, 3-PRS PKM, static stiffness, static shaping errors, inverse kinematic jacobian, vjm method.*

Введение. В настоящее время активно ведется разработка нового поколения технологического оборудования на основе сочетания механизмов параллельной структуры со стандартными последовательными модулями перемещений. Такие решения, получившие название механизмы гибридной компоновки (Hybrid Kinematic Machines) отличаются повышенной точностью позиционирования и виброустойчивостью, возможностью выполнять согласованные пространственные перемещения по нескольким степеням свободы, пониженным уровнем вибраций при финишной обработке.

Несмотря на то, что большинство НКМ соответствуют потребностям современного машиностроительного производства, одним из важных отличий данных механизмов от механизмов последовательной компоновки является сильная зависимость жесткости выходного звена от положения и ориентации платформы, в связи с чем показатели точности(статические ошибки из-за податливости узлов) неоднородны в рабочем пространстве [3, 7].

Решение данной проблемы путем изменения конструкции либо размеров для обеспечения требуемых характеристик жесткости во всем рабочем пространстве является достаточно сложной задачей само по себе. Подобное решение становится более сложным также из-за того, что увеличение статической жесткости несущей системы нежелательно, т.к. такая модификация может свести на нет основные преимущества данных механизмов(малые силы инерции и высокие достижимые величины скорости и ускорения), а также привести к возникновению высокочастотных незатухающих автоколебаний на некоторых режимах обработки из-за увеличения собственной частоты механической системы [1].

Поэтому целесообразно решать данную проблему путем грамотного управления технологическим оборудованием: внося соответствующие величины коррекции в программу управления, разрабатывая различные стратегии управления для разных участков рабочего пространства.

В качестве инструмента для решения данных задач необходимо разработать модель податливости.

Различные методы получения модели жесткости и податливости перечислены в работе[6]. Отметим, что в нашем случае наиболее приемлемым вариантом является дискретная аналитическая модель податливости, т.к. аналитический характер полученных соотношений позволяет с необходимой точностью определить величину коррекции, вносимую в программу управления, а также обеспечить приемлемое время вычисления статических погрешностей по всему объему рабочего пространства механизма.

Целью данной работы является разработка модели статической податливости для популярного вида технологических модулей на основе механизмов 3-PRS, используемых в станках гибридной компоновки.

2. Модель податливости в настоящей работе является расширенной версией модели жесткого механизма, податливости отдельных элементов которого (собственные податливости) описываются с помощью виртуальных пружин. Собственные податливости рассчитываются на основе методов теории сопротивления материала.

Величины статических ошибок на основе настоящей модели можно рассчитать по формуле:

$$\Delta_i = \sum_{j=1}^{6} e_{ij} \cdot P_j \qquad (1)$$

где:

Δ_i –статическая ошибка по i-ой координате;

P_j –проекция сила P по j-ой координате;

e_{ij} –податливость, на которую нужно умножить силу P_j, чтобы получить вызванное этой силой перемещение по координате i-ой координате.

Податливость на выходе механизма, представленная в виде матрицы податливости, формируется путем приведения к выходу собственных податливостей отдельных элементов через геометрические передаточные функции механизма:

$$e_{ij} = \sum_{k=1}^{n} e_k \frac{\partial p_i}{\partial q_k} \frac{\partial p_j}{\partial q_k} \qquad (2)$$

где:

$\frac{\partial p_i}{\partial q_l}$ –геометрическая передаточная функция механизма для i-ой выходной координаты по k-ой обобщенной координате;

e_k –собственная податливость, дающая перемещение по обобщенной координате;

n – число степеней свободы системы.

Геометрические передаточные функции, являясь компонентами матрицы Якоби, могут быть определены путем решения задачи о скоростях в матричной постановке.

$$\begin{bmatrix} \dot{p}_1 \\ \vdots \\ \dot{p}_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial p_1}{\partial q_1} & \cdots & \frac{\partial p_1}{\partial q_n} \\ \cdots & \cdots & \cdots \\ \frac{\partial p_6}{\partial q_1} & \cdots & \frac{\partial p_6}{\partial q_n} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \vdots \\ \dot{q}_n \end{bmatrix} \qquad (3)$$

Однако для механизмов параллельной структуры в общем случае сложно получить в явном виде решение прямой задачи о скоростях, поэтому прямую матрицу Якоби можно получить, применив алгоритм обращения к обратной матрице Якоби, состоящей из геометрических передаточных функций вида $\frac{\partial q_k}{\partial p_i}$ и полученных путем решения обратной задачи о скоростях.

В свою очередь, для применения алгоритма обратная матрица Якоби должна быть квадратичной; для получения матрицы такого типа и решения прямой задачи о скоростях нужно учесть кинематические связи, наложенные на перемещение выходного звена.

Решение обратной задачи о положении. Решение обратной задачи о положении для данного механизма можно получить, составив уравнение замкнутой цепочки векторов для i-ой штанги (см. рис. 1):

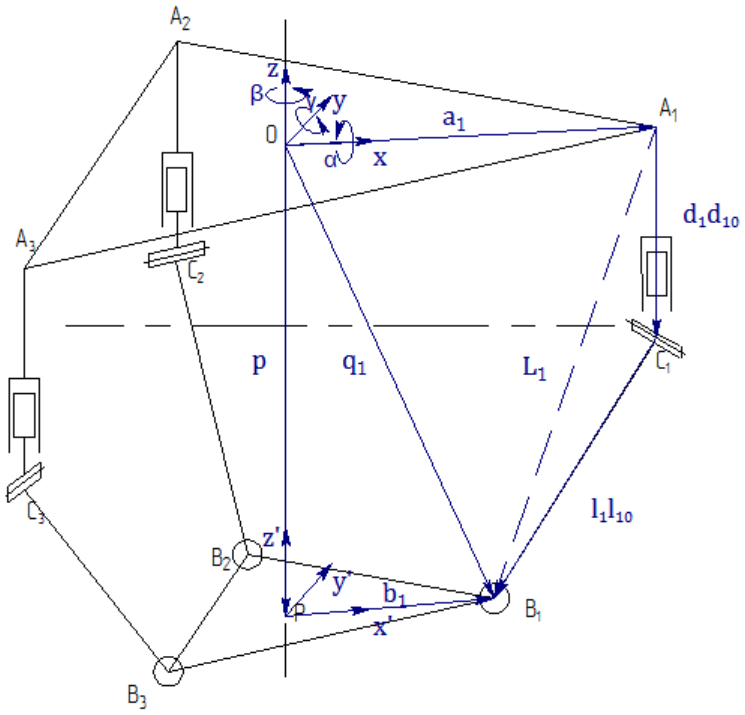


Рис.1 Кинематическая схема 3-PRS механизма

$$\overline{L_i} = d_i\overline{d_{i0}} + \overline{ll_{i0}} \quad (4)$$

$$\overline{L_i} = \overline{q_i} - \overline{a_i} \quad (5)$$

где:

$\overline{L_i}$ - вектор $\overline{A_iB_i}$ между соответствующими i-ыми шарнирами на неподвижной и подвижной платформе;

$\overline{d_{i0}}$ - единичный вектор вдоль оси i-ой направляющей каретки; $\overline{d_{i0}} = [0 \quad 0 \quad 1]^T$;

d_i - величина смещения i-ой направляющей вдоль оси движения;

$\overline{l_{i0}}$ - единичный вектор, характеризующий направление штанги постоянной длины;

l — **длина штанги**;

$\overline{a_i}$ - вектор, характеризующий положение точки A_i в системе координат неподвижной платформы; $\overline{a_i} = [R\cos\beta_i \quad R\sin\beta_i \quad 0]^T$, $\beta_i = (i-1)\frac{\pi}{3}$, R - радиус неподвижной платформы.

Вектор $\overline{q_i}$, характеризующий положение точки B_i в системе координат неподвижной платформы, может быть найден по следующей формуле:

$$\overline{q_i} = \bar{p} + R_B^A b_i^B \quad (6)$$

где:

$\bar{p}$ - вектор $[p_x \quad p_y \quad p_z]^T$, характеризующий положение центра подвижной платформы;

$\overline{b_i} = [r\cos\beta_i \quad r\sin\beta_i \quad 0]^T$, $\beta_i = (i-1)\frac{2\pi}{3}$, r - радиус подвижной платформы;

R_B^A - матрица поворота подвижной платформы относительно неподвижной; $R_B^A = R_y(\alpha)R_x(\beta)R_z(\gamma)$.

Величину d_i можно определить следующим образом:

$$d_i = \overline{d_{i0}}\overline{L_i} \pm \sqrt{(\overline{d_{i0}}\overline{L_i})^2 - |L_i|^2 + l^2} \quad (7)$$

Т.к. $\overline{q_i}$ и $\overline{a_i}$ известны, $\overline{L_i}$ может быть найдено из формулы (5).

Из соотношения (5) также можно определить $\overline{l_{i0}}$:

$$\overline{l_{i0}} = \frac{1}{l}\overline{L_i} - \frac{d_i}{l}\overline{d_{i0}} \quad (8)$$

Решение обратной задачи о скоростях. Определение обратной матрицы Якоби. Обратная матрица Якоби, связывающая скорости выходного звена со скоростями обобщенных координат, для механизма параллельной структуры может быть найдена из выражения:

$$J_x \dot{X} = J_q \dot{d} \tag{9}$$

где:

$\dot{X} = [v_p \quad w_p]^T$ - вектор скоростей подвижной платформы;

$\dot{d} = [\dot{d}_1 \quad \dot{d}_2 \quad \dot{d}_3]^T$ - вектор скоростей обобщенных координат;

J_x - матрица 3×6;

J_q - матрица 3×3.

Для того, чтобы определить обратную матрицу Якоби, запишем скорость точки B_i i-ого шарнира двумя способами: через скорость выходного звена в соответствии с теоремой о перемещении точки твердого тела, а также через скорости точек кинематических пар i-ой кинематической цепи в соответствии с теоремой о сложении скоростей:

$$V_{B_i} = v_p + w_p \times b_i \tag{10}$$

$$V_{B_i} = V_{C_i} + w_i^l \times ll_{i0} + V_{l_i} = V_{A_i} + w_i^d \times d_i d_{i0} + \dot{d}_i d_{i0} + w_i^l \times ll_{i0} + V_{l_i} = \dot{d}_i d_{i0} + w_i^l \times ll_{i0} \tag{11}$$

где:

$\dot{d}_i$ – скорость изменения величины смещения i-ой направляющей вдоль оси движения;

w_i^l –угловая скорость поворота штанги постоянной длины вокруг точки C_i.

Приравнивая (10) и (11) и выполнив преобразования, получим:

$$l_{i0} \cdot v_p + (b_i \times l_{i0}) \cdot w_p = \dot{d}_i d_{i0} \cdot l_{i0} \tag{12}$$

Откуда определим J_x и J_q:

$$J_x = \begin{bmatrix} l_{10}^T & (b_1 \times l_{10})^T \\ l_{20}^T & (b_2 \times l_{20})^T \\ l_{30}^T & (b_3 \times l_{30})^T \end{bmatrix} \tag{13}$$

$$J_q = \begin{bmatrix} d_{10} \cdot l_{10} & 0 & 0 \\ 0 & d_{20} \cdot l_{20} & 0 \\ 0 & 0 & d_{30} \cdot l_{30} \end{bmatrix} \tag{14}$$

Далее легко определить обратную матрицу Якоби размерностью 3*6 по формуле $J^{-1} = J_q^{-1} J_x$

Уравнения связей для 3-PRS механизма. Обратная матрица Якоби с наложенными связями. В настоящей работе уравнения связи учитываются при выведении уравнений кинематического анализа. При этом среди перемещений выходного звена выделяются зависимые(паразитарные) перемещения p_x, p_y, γ, величина которых полностью определяется величинами других выходных координат p_z, α, β, таким образом устанавливается однозначная зависимость между выходными и обобщенными координатами, и матрица Якоби имеет размерность 3*3 для нашего случая. Удобной записью такого решения является матрица для учета зависимостей одних выходных координат от других.

Сформулируем условия связей для 3-PRS-механизма: в данном случае вращательные шарниры препятствуют перемещению выходного звена вдоль осей вращения, что можно выразить в математической форме следующим образом

$$q_{1y} = 0 \; ; \; q_{2y} = q_2 \sin\frac{2\pi}{3} \; ; \; q_{2x} = q_2 \cos\frac{2\pi}{3} \tag{15}$$

откуда:

$$q_{2y} = -\sqrt{3} q_{2x} \tag{16}$$

$$q_{3y} = \sqrt{3} q_{3x} \tag{17}$$

Зависимые координаты можно определить, выразив фигурирующие в уравнениях связей переменные ($q_{1y}, q_{2y}, q_{3y}, q_{2x}, q_{3x}$) через соответствующие компоненты матрицы поворота R_B^A и вектора переноса $\bar{p}$, воспользовавшись формулой (3). Решив систему уравнений, получим:

$$\gamma = ctg\left(\frac{\sin(\beta)\sin(\alpha)}{\cos(\beta)+\cos(\alpha)}\right) \quad (18)$$

$$p_x = \frac{r}{2}(\cos(\alpha)\cos(\gamma) + \sin(\beta)\sin(\alpha)\sin(\gamma) - \cos(\beta)\cos(\gamma)) \quad (19)$$

$$p_y = -r\cos(\beta)\sin(\gamma) \quad (20)$$

С учетом того, что число независимых выходных координат равно 3, скорости выходного звена можно записать след. образом:

$$\dot{X} = D \cdot X_G \quad (21)$$

где:

$$D = \begin{bmatrix} \frac{\partial p_x}{\partial p_z} & \frac{\partial p_x}{\partial \beta} & \frac{\partial p_x}{\partial \alpha} \\ \frac{\partial p_y}{\partial p_z} & \frac{\partial p_y}{\partial \beta} & \frac{\partial p_y}{\partial \alpha} \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ \frac{\partial \gamma}{\partial p_z} & \frac{\partial \gamma}{\partial \beta} & \frac{\partial \gamma}{\partial \alpha} \end{bmatrix}$$

$$\dot{X}_G = \begin{bmatrix} v_{pz} \\ w_\beta \\ w_\alpha \end{bmatrix}$$

тогда решение обратной задачи о скоростях можно записать следующим образом:

$$\begin{bmatrix} \dot{d}_1 \\ \dot{d}_2 \\ \dot{d}_3 \end{bmatrix} = J^{-1} \cdot D \cdot \dot{X}_G \quad (22)$$

Примечательно, что все 3 паразитарных перемещения зависят только от углов наклона выходного звена вокруг осей x, y.

Расчет ошибок на основе метода возможных перемещений. Определение матрицы выходной податливости.

Пусть F = $[F_x \quad F_y \quad F_z \quad M_x \quad M_y \quad M_z]^T$ - вектор сил, приложенных к точке P выходного звена платформы;

Q = $[Q_1 \quad Q_2 \quad Q_3]^T$ - вектор обобщенных сил;

$\Delta L = [\Delta l_1 \quad \Delta l_2 \quad \Delta l_3]^T$ - деформации по обобщенным координатам из-за податливостей приводных механизмов;

$\Delta X = [p_x \quad p_y \quad p_z \quad \beta \quad \alpha \quad \gamma]^T$ – деформации по выходным координатам.

$K_c = diag[k_1 \quad k_2 \quad k_3]$ - матрица собственных податливостей приводов;

На основе принципа возможных перемещений:

$F^T \cdot \delta X + Q^T \delta L = 0$

$Q^T \delta L = -F^T \delta X$

т.к. $\Delta X = D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1} \Delta L$, то $\delta X = D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1} \delta L$. Тогда:

$Q^T = -F^T \cdot D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1}$

$Q = -F[D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1}]^T$

$\Delta L = K_c Q = K_c [D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1}]^T F$

Откуда:

$$\Delta X = D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1} K_c [D \cdot [J^{-1} \cdot D]^{-1}]^T F = KF \quad (23)$$

Выводы.

1) разработана дискретная аналитическая модель статической податливости для распространенного вида технологических модулей на основе механизма параллельной структуры типа 3-PRS.
2) определена обратная матрица Якоби, учитывающая наложенные на выходное звено связи;
3) построены графики ошибок в зависимости от ориентации и позиции выходного звена в рабочем пространстве; показано, что зависимые перемещения по 3-м координатам («паразитарные перемещения») будут давать перекрестные податливости на выходе;
4) выведенные аналитические соотношения позволяют с необходимой точностью определить величину коррекции, вносимую в программу управления, а также обеспечить приемлемое время вычисления статических ошибок по всему объему рабочего пространства механизма. Полученные графики статических ошибок могут быть полезны при решении задачи планирования траектории движения технологического модуля, а также при подборе параметров режимов резания.
5) модель податливости может быть сделана более точной в дальнейшем без потери в быстродействии, если использовать метод конечных элементов для определения собственных податливостей упругих элементов.

Список литературы

1. Вайнштейн И. В., Сироткин Р. О., Серков Н. А. Станки для высокоскоростной обработки деталей и перспективы их развития в машиностроении // Авиационная промышленность. - № 3, 2006, С. 49-55
2. Глазунов В.А., Ласточкин А.Б., Терехова А.Н., Ву Нгок Бик Об особенностях устройств относительного манипулирования // РАН. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2007. № 2. С. 77-85
3. Ast A. и др. An adaptronic approach to active vibration control of machine tools with parallel kinematics. // Prod. Eng. Res. Devel. 2008. № 3. C. 207–215.
4. Li Y., Xu Q. Stiffness analysis for a 3-PUU parallel kinematic machine. // Mechanism and Machine Theory. 2008. № 43. C. 186–200.
5. Merlet J.-P. Parallel robots. Dordrecht; Boston, MA: Kluwer Academic Publishers, 2006.
6. Pashkevich A., Chablat D., Wenger P. Stiffness analysis of overconstrained parallel manipulators. // Mechanism and Machine Theory. 2009. № 44. C. 966–982.
7. Pritschow G., Eppler C., and Garber T. Influence of the dynamic stiffness on the accuracy of PKM. In 3rd Chemnitzer Parallelkinematik Seminar, pages 313–333, Chemnitz, April, 23-25, 2002.

УДК 629.11: 621.9

КОНТРОЛЬ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ НА ОСНОВЕ СПЕКТРАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК МАГНИТОШУМОВЫХ СИГНАЛОВ

CONTROL OF RESIDUAL TENSION ON THE BASIS OF MAGNITOSHUMOV'S SPECTRAL CHARACTERISTICS OF SIGNALS

Плешаков В.В. проф., к.т.н., Албагачиев Д.А.инж.,Симановский С.М. аспирант

(Московский государственный университет приборостроения и информатики Москва, Российская Федерация)

Разработана методика оценки определения остаточных напряжений в поверхностном слое деталей на основе анализа характеристик магнитных шумов

Ключевые слова: *остаточные напряжения, магнитные шумы, спектральные характеристики*

The technique of an assessment of determination of residual tension in a blanket of details on the basis of the analysis of characteristics of magnetic noise is developed

Keywords: *residual tension, magnetic noise, spectral characteristics*

При циклическом перемагничивании ферромагнетиков скачками Баркгаузена (СБ) выходной сигнал индуктивного преобразователя представляет собой случайный нестационарный процесс последовательности импульсов ЭДС от СБ, числовые характеристики которого неоднородны по петле гистерезиса, зависят от режима перемагничивания и факторов, определяющих магнитную текстуру ферромагнетиков. Усреднение вероятных характеристик ЭДС СБ по периоду нестационарности неизбежно приводит к потере информации о динамике перестройки доменной структуры ферромагнетика, так как совершенно случайные различные процессы могут иметь одинаковые усреднённые характеристики. Поэтому использование для контроля текущих характеристик ЭДС СБ, отражающих интенсивность флуктуационных процессов перестройки доменной структуры ферромагнетиков в каждой точке петли гистерезиса, позволяет точнее определить свойства изделий.

Из текущих информативных примеров преобразователя СБ перспективным представляется использование частотных характеристик ЭДС СБ, таких, как текущее число выбросов ЭДС СБ за определённый уровень селекции информационного канала [1]. Это информативный параметр отражает не только интенсивность процесса ЭДС СБ, но и его частотные свойства.

Устройство для исследования текущего числа выбросов ЭДС СБ наряду с обычными блоками измерительного канала содержит ограничитель, порог срабатывания которого задает уровень селекции последовательности импульсов ЭДС СБ (рис. 1).

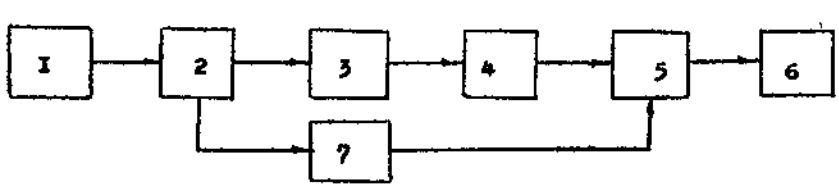


Рис.1. Блок-схема устройства для исследования спектральных характеристик от СБ

СБ возбуждаются в изделии током блока 1 перемагничивания, преобразуются в электрический сигнал индуктивным преобразователем 2, усиливаются усилителем 3, и поступают на ограничитель 4.

Строб-импульс блока 7, появляющийся при заданном значении поля в каждый полупериод перемагничивания $T/2$, открывает ключ 5, и счетчиком 6 регулируется число выбросов ЭДС СБ за уровень ограничителя. Изменяя положение строб-импульса по петле гистерезиса, регистрируют огибающую текущей частоты выбросов ЭДС СБ. На вход ограничителя поступает центрированный случайный процесс $e_{сб}$ последовательности импульсов ЭДС СБ (рис. 2а).

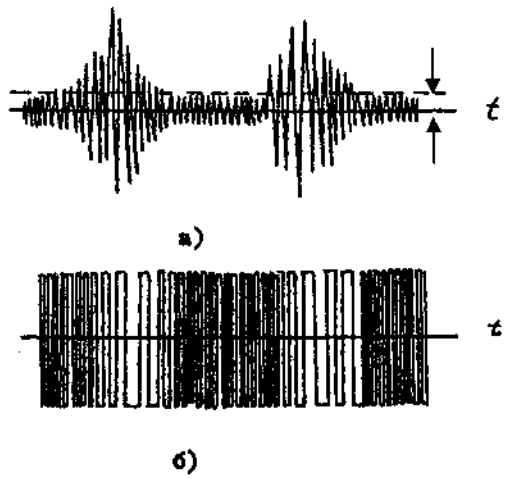


Рис.2. Амплитудные $e_{сб}$(t) и спектральные ή(t) параметры магнитошумового сигнала

На выходе ограничителя наблюдается последовательность прямоугольных импульсов $\eta(t)$ (рис. 2б), частотные характеристики которых определяются числом выбросов положительных импульсов ЭДС СБ за уровень ограничителя С и практически не зависят от мощности процесса. Последнее позволяет при расчете числа выбросов положительных импульсов ЭДС СБ $e(t)$ пользоваться простой моделью ЭДС СБ в виде неоднородного пуассоновского потока импульсов

$$e(t)=\sum_i \nu_i \cdot F(t-t_i), \qquad (1)$$

где $F(t)$ - форма среднестатистического импульса ЭДС СБ, появляющегося в момент времени t_i; ν_i - число импульсов в малом промежутке Δt_i. Предполагается, что форма импульсов и их амплитуда постоянны, а вероятность $p(t_1;t_2)$ появления K импульсов в интервале времени от t_1 до t_2 подчиняется закону Пуассона

$$p(t_1;t_2)=\frac{\left[\int_{t_1}^{t_2}\nu(t)dt\right]^k}{k!}\cdot e^{\int_{t_1}^{t_2}\nu(t)dt},$$

где $\nu(t)$ - интенсивность потока импульсов, определяющая нестационарность ЭДС СБ по петле гистерезиса.

Реально предположить, что на протяжении длительности одного импульса ЭДС СБ изменение $\nu(t)$ незначительно, т.е. имеет место квазистационарное изменение характеристик процесса (1). В этом случае математическое ожидание $m(t)$, дисперсия $\sigma^2(t)$,

корреляционная $\psi(t,\tau)$ и ковариационная $k(t,\tau)$ функции процесса определяются согласно [2] как

$$m(t)=\nu(t)\int_{-\infty}^{\infty}F(\theta)d\theta,$$

$$\sigma^2(t)=\nu(t)\int_{-\infty}^{\infty}F^2(\theta)d\theta,$$

$$\psi(t,\tau)=\nu(t)\int_{-\infty}^{\infty}F(\theta)F(\theta+\tau)d\theta,$$

$$k(t,\tau)=\psi(t,\tau)+m(t)m(t+\tau),$$

где $\theta=t-t_i$.

Используя аппроксимацию формы среднестатистического импульса ЭДС СБ в виде суммы двух экспоненциальных функций [3]

$$F(t)=e^{-\alpha t}-e^{-\beta t}, \qquad (2)$$

где $\alpha>0$, $\beta>0$, $\beta>\alpha$ являются коэффициентами аппроксимации, зависящими от свойств ферромагнетика, определим

$$m(t)=\frac{\beta-\alpha}{\alpha\cdot\beta}\cdot\nu(t), \qquad (3)$$

$$\sigma^2(t)=\frac{(\alpha-\beta)^2}{2\alpha\beta(\alpha+\beta)}\cdot\nu(t), \qquad (4)$$

$$k(t,\tau)=\left[\frac{\beta-\alpha}{2\alpha(\alpha+\beta)}\cdot e^{-\alpha\tau}+\frac{\alpha-\beta}{2\beta(\alpha+\beta)}\cdot e^{-\beta\tau}\right]\cdot\nu(t)+\frac{\beta(\beta-\alpha)e^{-\alpha\tau}+\alpha(\alpha-\beta)e^{-\beta\tau}}{\alpha^2\beta^2}\cdot\nu^2(t), \qquad (5)$$

Для вычисления текущего числа выбросов $N(C,t)$ процесса $e(t)$ за уровень селекции С воспользуемся выражением (7.3) работы [4]

$$N(C,t)=\frac{\sigma_1\sqrt{1-R_1^2}}{2\pi\sigma}\cdot\exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{C-m(t)}{\sigma(t)}\right)^2\right]\cdot\left\{\exp\left(-\frac{1}{2}M^2\right)+\sqrt{2\pi}M\Phi(M)\right\}, \qquad (6)$$

$$\sigma_1^2(t)=-\frac{\partial^2k(t,\tau)}{\partial\tau^2}\Big/\tau=0,$$

$$R_1(t)=\frac{1}{\sigma(t)\sigma_1(t)}\cdot\frac{\partial k(t,\tau)}{\partial\tau}\Big/\tau=0,$$

$$M(t)=\frac{1}{\sqrt{1-R_1^2(t)}}\left[\frac{m(t)}{\sigma_1(t)}+\frac{C-m(t)}{\sigma(t)}R_1(t)\right],$$

$$m_1(t)=\frac{dm(t)}{dt},$$

где $\Phi(Z)$ - интеграл вероятности.

Анализ показывает, что для квазистационарного процесса $M(t)=0$ [5]. Используя (3)-(5), вычислим $\sigma_1^2(t)$ и $R_1(t)$, после подстановки которых в (6) запишем выражение для текущего числа выбросов ЭДС СБ в виде

$$N(C^*,t)=\frac{\sqrt{\alpha\cdot\beta+2(\alpha+\beta)\nu(t)}}{2\pi}\exp\left\{-\frac{\alpha+\beta}{\alpha\beta}\cdot\frac{[C^*-\nu(t)]^2}{\nu(t)}\right\}, \qquad (2)$$

где $C^* = \frac{\alpha \cdot \beta}{\beta - \alpha} C.$

Текущая частота выбросов ЭДС СБ определяется уровнем селекции С, формой импульсов ЭДС СБ и неоднородностью интенсивности потока импульсов СБ $\nu(t)$ по петле гистерезиса. С достаточной для практических исследований точностью функция $\nu(t)$ может быть определена в виде

$$\nu(t) = \frac{N_{ob}}{\pi} \cdot \frac{h}{h^2 + b^2 (t - t_0)^2},$$

где N_0 - полное число СБ за полуцикл перемагничивания; $b = \frac{dH}{dt}$ - значение градиента поля перемагничивания; h – параметр, зависящий от магнитной текстуры ферромагнетика и определяемый экспериментально; t_0 - момент времени, соответствующий напряженности поля перемагничивания, равно коэрцетивной силе ферромагнетика H_0. В области H_c интенсивность СБ $\nu(t)$ максимальна, с увеличением скорости перемагничивания уменьшается и зависит от структурных свойств ферромагнетика.

По формуле (7) были проведены расчеты числа выбросов ЭДС СБ. Анализ выражения (7) показывает, что характер распределения числа выбросов ЭДС СБ по полю перемагничивания (рис. 3) определяется уровнем селекции С. На рисунках ось абсцисс проградуирована в относительных единицах $\gamma = \frac{T - T/2}{T/2}$. При С=2,0 В и С=1,3 В кривые имеют максимум в области H_c, причем число выбросов ЭДС СБ для С=2,0 В значительно меньше, чем для С=1,3 В, вследствие того, что часть импульсов ЭДС СБ у основания перекрываются и тем больше, чем выше интенсивность $\nu(t)$ процесса. Это приводит к снижению числа выбросов в области, близкой H_c, а в областях значительно отличных от H_c, число импульсов ЭДС СБ, пересекающих уровень С, возрастает. Огибающая числа выбросов за уровень С=0 при H_c имеет минимум. С повышением скорости перемагничивания увеличивается число выбросов ЭДС СБ, так как возникает интенсивность $\nu(t)$ следования СБ и увеличивается число перекрывающихся импульсов.

Теоретические исследования сопоставлялись с экспериментальными зависимостями числа выбросов от уровня селекции на образцах из стали 30ХГСН2А размером 60х10х0,18 мм. Блок-схема экспериментальной установки изображена на рис.1. Образцы перемагничивались линейно изменяющимся током частотой 1 Гц и амплитудой 0,3 А.

На рис. 4 изображены экспериментальные кривые огибающих текущего числа выбросов ЭДС СБ за различные уровни С. Форма кривых для С=0,3 В и С=1,3 В качественно совпадает с соответствующими расчетными зависимостями (рис. 3). Более высокое положение кривой для С=0 объясняется тем, что в расчетной модели процесса (1) не учтено влияние собственных шумов измерительного канала устройства.

Для исследования влияния на число выбросов ЭДС СБ изменения свойств ферромагнетиков экспериментальные образцы подвергались поверхностно-пластическому деформированию путем их упрочнения дробеструйной обработкой. Изменялся режим дробеструйной обработки: *P*- давление воздуха и τ_y - продолжительность упрочнения.

Огибающие текущего числа выбросов ЭДС СБ для различных значений давления воздуха в пистолете *P* (время упрочнения τ_y=1,5 мин), на рис. 6 – соответствующие кривые для различных длительностей упрочнения τ_y (давление в пистолете *P*=3 атм.) приведены на рис.5.

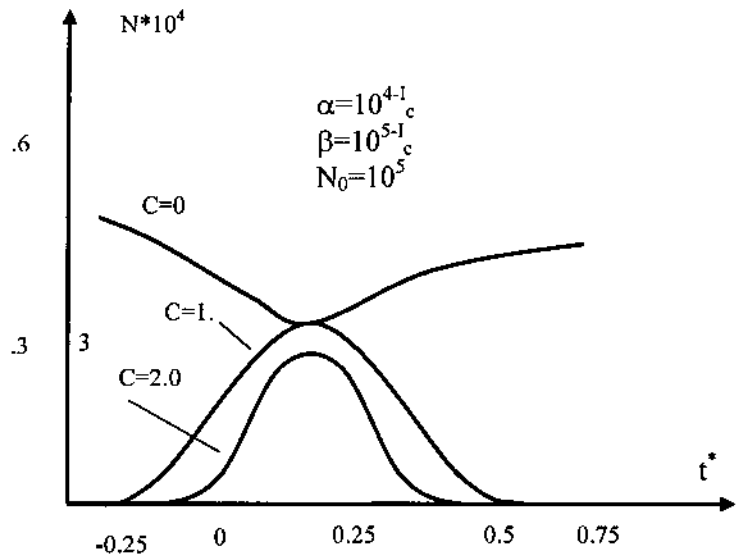


Рис.3.

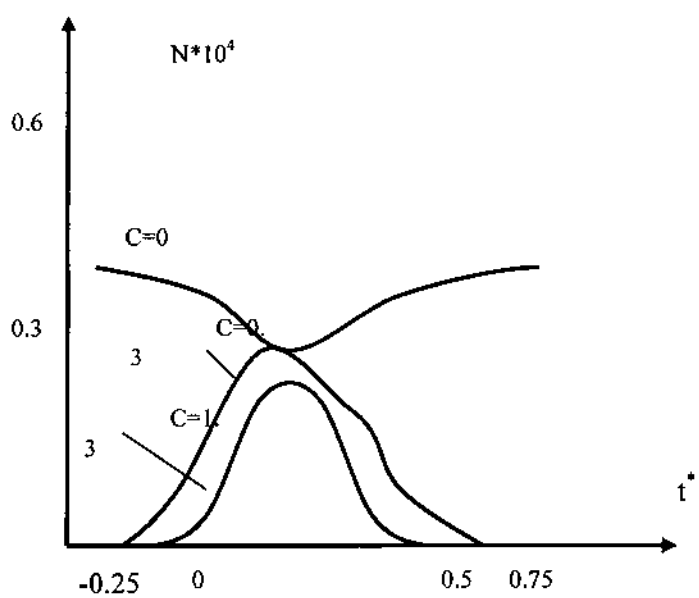


Рис.4.

С повышением степени пластической деформации (увеличение τ_y или P) возрастает общее количество выбросов ЭДС СБ за уровень С=0,3 В, превышающей уровень собственных шумов измерительного канала (рис. 5а и 6а). Это связано с изменением кристаллической структуры ферромагнетика путем измельчения и перемещения кристаллических зерен, а также с массовым развитием дислокаций. Образование локальных полей внутренних напряжений вызывает дробление исходной магнитной текстуры ферромагнетика и оказывает влияние на динамику СБ. При этом количество N_0, интенсивность $\nu(t)$ СБ повышаются, а форма

импульсов ЭДС СБ изменяется. Возрастание N_0 и $\nu(t)$ приводит к увеличению количества перекрывающихся импульсов и уменьшению числа выбросов ЭДС СБ за уровень С=0, не превышающий уровень собственных шумов измерительного канала (рис. 5б и 6.). Зависимости на рис. 5 и 6 в одинаковой мере могут быть использованы для контроля физико-механических свойств изделий по общепринятой методике выбора информативных параметров огибающих характеристик последовательности импульсов ЭДС СБ.

Разработан прибора позволяюший изменять в широких пределах частоту и амплитуду тока перемагничивания, что в сочетании с регулируемым уровнем селекции магнитошумового сигнала дает новые возможности контроля параметров качества поверхностного слоя деталей. Основные технические характеристики прибора для измерения магнитошумовых параметров: максимальная амплитуда тока перемагничивания - 1 А; частота перемагничивания - 0,2 ...100 Гц; полоса пропускания усилителя на уровне 0,7...300 кГц; коэффициент усиления - 80 qБ; приведенный к входу уровень шумов усилителя - не более 2 мкВ; приведенная относительная погрешность измерения - не более 3%; время измерения на этапе исследования - 20 с; время измерения на этапе контроля - 3 с; потребляемая мощность - не более 40 ВА.

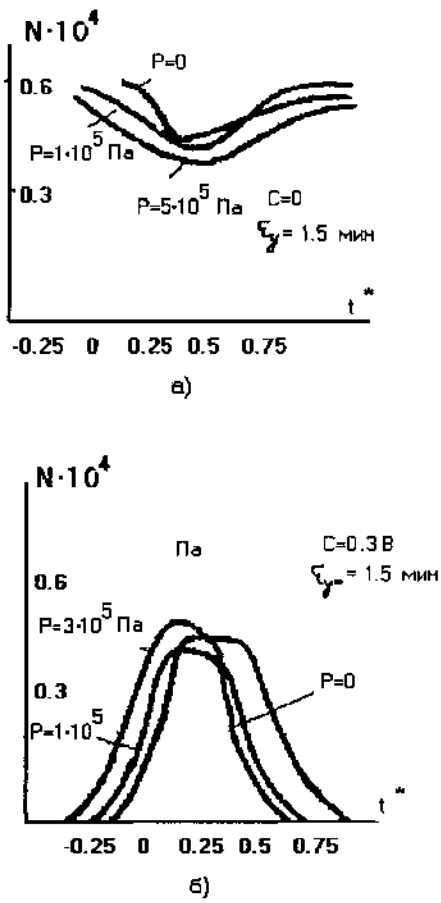


Рис.5. Зависимость частоты МШ от давления при дробеструйной обработке

Основными технологическими факторами процесса магнитошумового контроля являются ток перемагничивания - I, А; частота тока перемагничивания - f, Гц; уровень селекции - c, В; положение строба полупериода перемагничивания - s; коэффициент усиления сигнала - Ку, дБ. Целевой функцией оптимизационной задачи выбора режимов контроля является показатель связи между параметрами распределения остаточных напряжений в поверхностном слое

деталей и параметрами магнитного шума. Таким показателем может явиться коэффициент их парной корреляции.

Основными параметрами распределения остаточных напряжений первого ряда в поверхностном слое после поверхностного пластического деформирования деталей являются: значение остаточных напряжений у поверхности детали - $\sigma_п$, Па; максимальные остаточные сжимающие напряжения в поверхностном слое - σ_{max}, Па; кордината толщины поверхностного слоя на эпюре, соответствующая σ_{max}, – h_{max}, мм; толщина слоя со сжимающими остаточными напряжениями - Н, мм.

На основании экспериментальных данных построены зависимости коэффициентов парной корреляции параметров эпюры распределения остаточных напряжений в поверхностном слое деталей из высокопрочной стали 30ХГСН2А с амплитудными и частотными параметрами ЭДС магнитного шума от технологических факторов контроля. На основании анализа полученных результатов производился выбор режимов контроля, обеспечивающих наибольшее значение коэффициента парной корреляции и достаточно высокую точность контроля.

Разработана методика оптимизации режимов контроля остаточных напряжений в поверхностном слое после ППД. Установлено, что параметры ЭДС наиболее сильно коррелированны с поверхностными остаточными напряжениями и максимальными остаточными напряжениями. Значительно меньшая корреляция наблюдается с толщиной упрочненного слоя. В последнем случае коэффициент не превышает значения 0,3. Наибольшая корреляция обеспечивается при изменении текущих значений частотных и амплитудных параметров ЭДС магнитного шума в диапазоне s= 0,5...0.75. Коэффициент парной корреляции в том случае достигает значений 0,8...0.85, что соответствует высокой их статистической связи. Указанный диапазон целесообразно использовать для изменения магнитошумовых параметров при контроле остаточных напряжений в поверхностном слое высокопрочной стали. Наиболее сильно остаточные сжимающие напряжения в поверхностном слое ($\sigma_п$, σ_{max}) коррелированны с частотными характеристиками магнитошумового сигнала при частоте перемагничивания 2 Гц. Установлено, что наиболее выгодным является уровень селекции С=2, при котором достигается наибольшая корреляция частотных характеристик с контролируемыми технологическими параметрами слоя. Увеличение уровня селекции при изменении частотных характеристик ЭДС приводит сначала к резкому росту коэффициента парной корреляции до 0,8, а затем к некоторому снижению его из-за уменьшения уровня сигнала.

Таким образом, оптимальными режимами контроля остаточных напряжений в поверхностном слое деталей из высокопрочной стали 30ХГСН2А при измерении амплитуды магнитного шума являются: сила тока перемагничивания - 0,5 А; частота тока перемагничивания - 0,2-0,5 Гц; положение интервала стробирования ($T_i/T_п$) - 0,5 - 0,75. При измерении спектральных характеристик оптимальными режимами являются: сила тока перемагничивания - 0,5 А; частота тока перемагничивания - 2, Гц; положение интервала стробирования ($T_i/T_п$) - 0,5 - 0,75; уровень селекции - 2. Коэффициент парной корреляции в этом случае достигает значений 0,85 ... 0,9.

Эпюра распределения остаточных напряжений в поверхностном слое деталей после ППД может оцениваться на основе анализа спектральных или амплитудных параметров ЭДС магнитного шума регистрируемых при различных режимах контроля.

При увеличении пластической деформации поверхности ЭДС магнитного шума изменяется не однозначно. Изменением стробирования и уровня селекции может быть обеспечен различный характер зависимости параметра магнитошумового сигнала и его чувствительность к изменению свойств поверхностного слоя. Максимум ЭДС при увеличении степени деформации поверхности сначала несколько снижается, а затем смещается в область меньших значений координаты строба. Поэтому, изменение стробирования и уровня селекции можно добиться как прямой, так и обратной зависимостью ЭДС от степени деформации поверхности.

Изменение фильтрующих элементов позволяет регулировать полосу частот ЭДС магнитного шума в диапазоне 10...400 кГц до 10 ... 50 кГц. В этом случае магнитошумовой сигнал формируется в поверхностном слое от 0,04 мм до 0,12 мм.

На основе проведенных экспериментальных исследований разработана следующая

зависимость распределения остаточных напряжений в поверхностном слое деталей из высокопрочной стали 30ХГСН2А от частотных параметров магнитошумового сигнала:

$$\sigma=185,86-4,68h-0,04h^2-0,03hF_{0,45}-0,05hF_{0,85}-12,66F_{0,85}+0,12F_{0,45}F_{0,85} + 0,0295F_{0,85}^2 -0,0616F_{0,45}, \text{ ГПа}, \quad (2)$$

где: $F_{0,45}$ и $F_{0,85}$ – соответственно частота магнитошумового сигнала при стробтровании при $T_i/T_п$ равном 0,45 и 0,85.

Модель обладает достаточно высокой информативной способностью и адекватна экспериментальным данным при 95% уровне доверительной вероятности. Таким образом, для оценки эпюры распределения остаточных напряжений в поверхностном слое деталей, достаточно измерить две частотных характеристики магнитошумового сигнала. Подставив эти значение в уравнение (2) можно получить аналитическое описание эпюры остаточных напряжений.

Литература

1. Плешаков В.В., Шатерников В.Е., Филинов В.В. Магнитошумовой контроль технологических напряжений. –М.: ИнТС, 2003. -155с.
2. Плешаков В.В., Схиртладзе А.Г., Никифорова Т.В. Неразрушающий контроль технологических напряжений. Сер. «Технология, оборудование и автоматизация машиностроительных производств». –М.: МГТУ «Станкин», 2002. -130с.
3. Плешаков В.В., Филинов В.В., Соколик А.А.Частотные характеристики выходных сигналов преобразователей при контроле магнитных изделий методом шумов Баркгаузена. В кн.- "Физические методы и приборы контроля качества материалов и изделий. Межвузовский тематический сборник. №38, -М.: МЭИ,1984, с.112-119
4. Шатерников В.Е., Плешаков В.В., Штин А.А., Соколик А.И. Способ измерения остаточных напряжений в ферромагнитных объектах. Авторское свидетельство СССР на изобретение, №1114938, кл. 01N27/83, -М.: Госкомитет по делам изобретений и открытий, 1984, -4 с.
1. 5. Шатерников В.Е., Плешаков В.В., Соколик А.И.Устройство для контроля изделий методом эффекта Баркгаузена. Авторское свидетельство СССР на изобретение, №1179204, кл.G01N27/83, -М.: Госкомитет СССР по делам изобретений и открытий, 1985, -3 с.
5. Плешаков В.В., Штин А.А., Соколик А.И. Способ контроля степени упрочнения. Авторское свидетельство СССР на изобретение, №1182380, кл.G01N27/83, G01R33/12, -М.: Госкомитет по делам изобретений и открытий, 1985, 4с.

УДК 621.785

ПОВЫШЕНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ХРОМИРОВАННЫХ ДЕТАЛЕЙ

INCREASE OF FATIGUE DURABILITY OF THE CHROMEPLATED DETAILS

Плешаков В.В., профессор, к.т.н., Егорушкин Е.А., профессор, к.т.н., Симановский С. М., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики Москва, Российская Федерация)

Показана высокая эффективность использования выглаживания при восстановлении хромированных деталей из высокопрочных сталей при ремонте. Многоцикловая и малоцикловая усталость повышается в несколько раз.

Ключевые слова: *покрытие, хром, усталостная прочность, выглаживание*

High efficiency of use of a vyglazhivaniye is shown at restoration of the chromeplated details from high-strength staly at repair. The multicyclic and low-cyclic fatigue raises several times.

Keywords: *covering, chrome, fatigue durability, vyglazhivaniye*

Восстановление эксплуатационных свойств деталей имеющих на своих поверхностях хромовое покрытие возможно при использовании методов поверхностного пластического деформирования (ППД). Практически единственным методом ППД хромового покрытия является алмазное выглаживание [1,2]. Небольшие силы воздействия инструмента на поверхность детали, малый радиус алмазного инструмента и небольшие подачи позволяют исключить скалывание покрытия и обеспечить достаточно высокую степень его деформации и поверхностного слоя основного металла.

Для исследования влияния процесса алмазного выглаживания на усталостную прочность хромированных образцов из стали 30ХГСН2А проведён многофакторный эксперимент. В качестве технологических факторов рассматривались: P – сила выглаживания (кН); S – продольная подача (мм/об); R – радиус закругления алмазного инструмента (мм). Хромирование осуществлялось в сверхсульфатном электролите при режимах обеспечивающих высокую скорость его формирования. Толщина покрытия составляла 250 мкм. После стабилизирующего отпуска и шлифования поверхность стандартных образцов подвергалась выглаживанию инструментом типа АСПК. Усталостная прочность определялась числом циклов нагружения рассматриваемых образцов до их разрушения. Испытания при ротационном изгибе проводились с амплитудном напряжении σ_a=0,74 ГПа на базе 10^8 циклов нагружения на испытательной машине МУИ-6000 с частотой нагружения 6000 циклов в минуту, при пульсирующим изгибе на пульсаторах РМ-720 и П-71 с частотой нагружения 12-15 циклов/мин с σ_a=1,7 ГПа на базе 10^5 циклов нагружения и при пульсирующим растяжении на машине ГМС-2 с частотой нагружения 12...15 циклов в минуту с σ_a= 1,2ГПа на базе 10^4 циклов нагружения.

В результате обработки экспериментальных данных получена следующая зависимость долговечности исследуемых образцов от технологических факторов алмазного выглаживания:

$$lgN = 19.79 + 4.194 \cdot P - 339.2 \cdot P^2 + 181.1 \cdot S + 634.2 \cdot P \cdot S - 1300 \cdot S^2 - 3.751 \cdot R + 43.22 \cdot P \cdot R - 63.63 \cdot S \cdot R - 1.878 \cdot D - 3.397 \cdot P \cdot D - 2.314 \cdot S \cdot D - 2.189 \cdot R \cdot D - 13.11 \cdot D^2 ,$$

где: D – фиктивный фактор, принимающий значения: 1 – при ротационном изгибе, 0 – при пульсирующим изгибе и -1 – при пульсирующим растяжении.

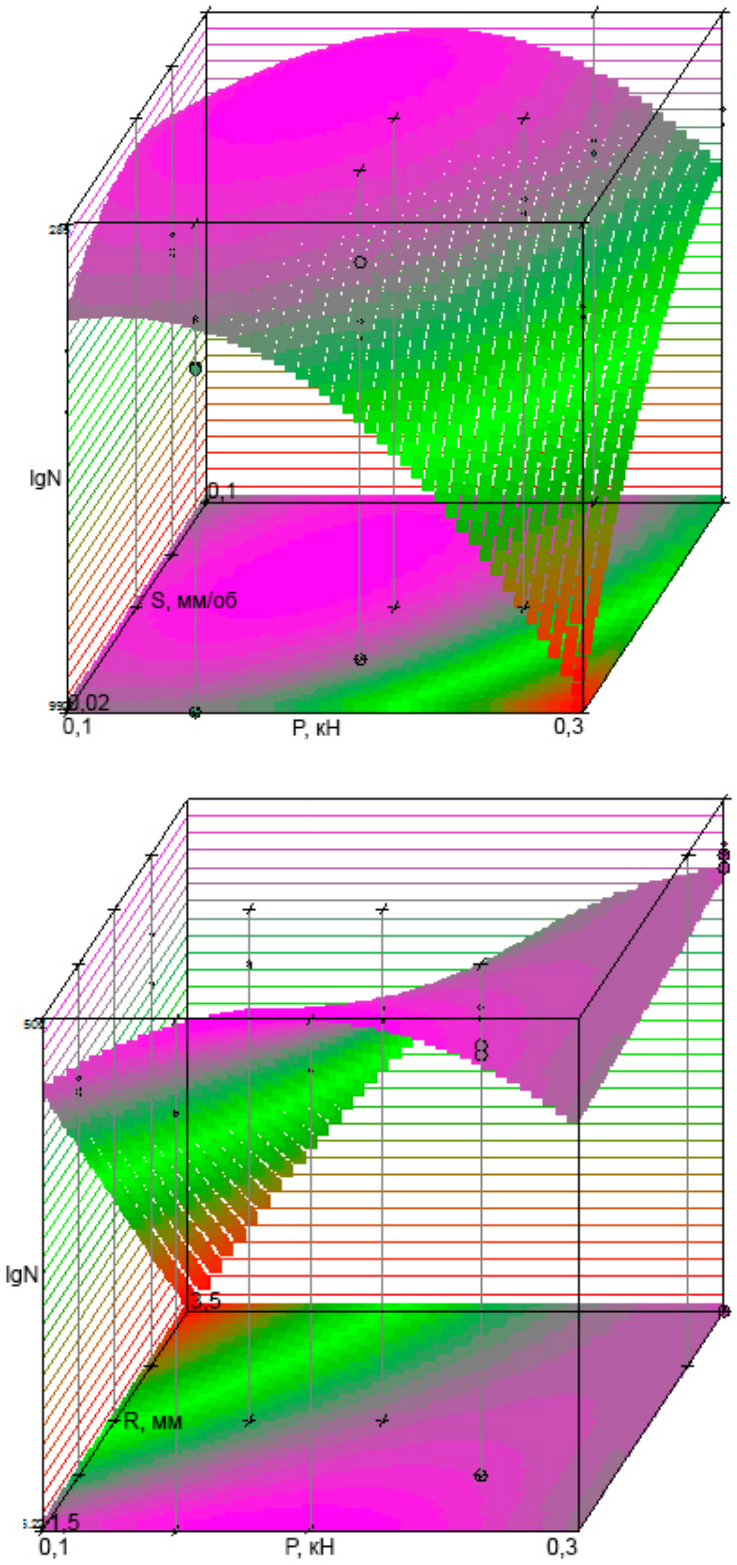


Рис.1. Зависимость многоцикловой усталости при ротационном изгибе образцов из стали 30ХГСН2А от технологических факторов алмазного выглаживания

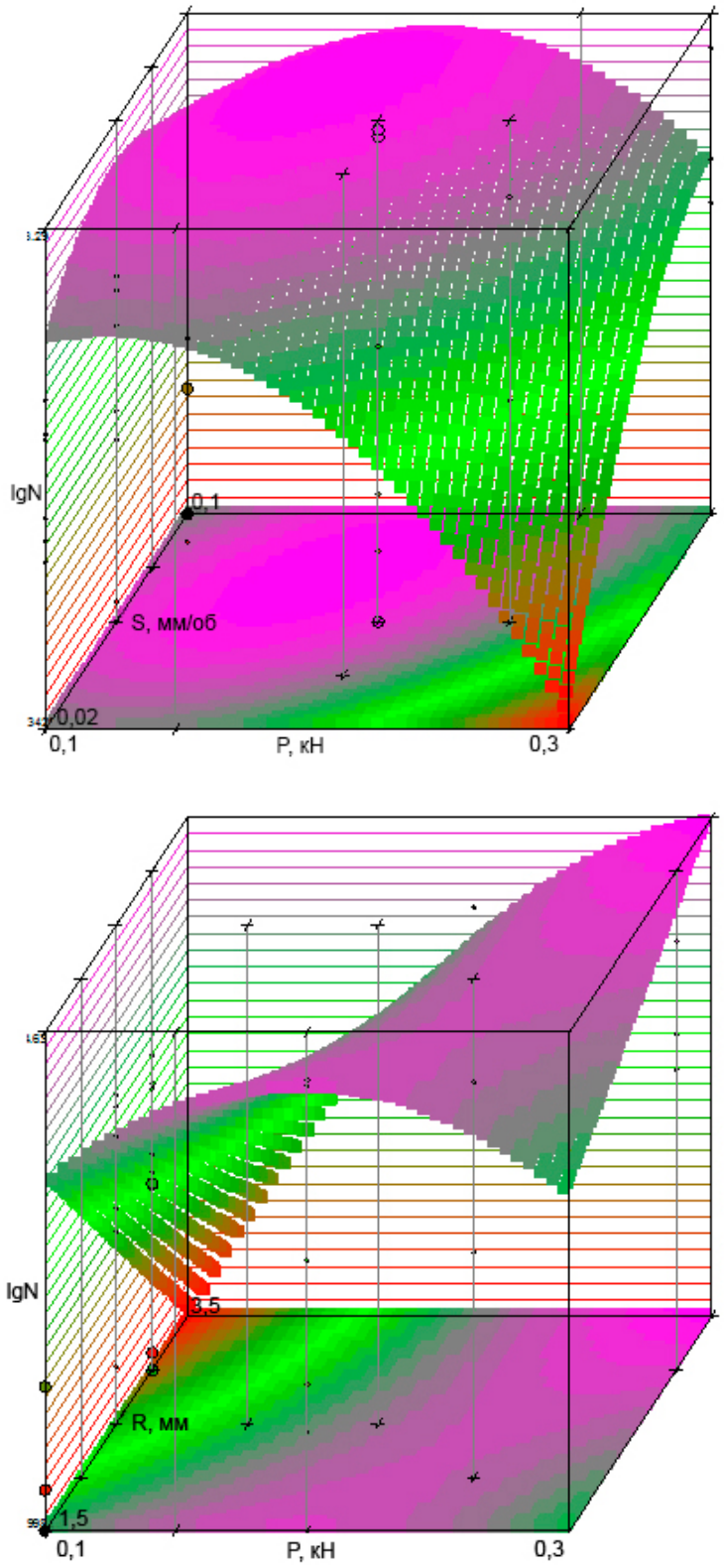


Рис.2. Зависимость малоцикловой усталости при пульсирующем изгибе образцов из стали 30ХГСН2А от технологических факторов алмазного выглаживания.

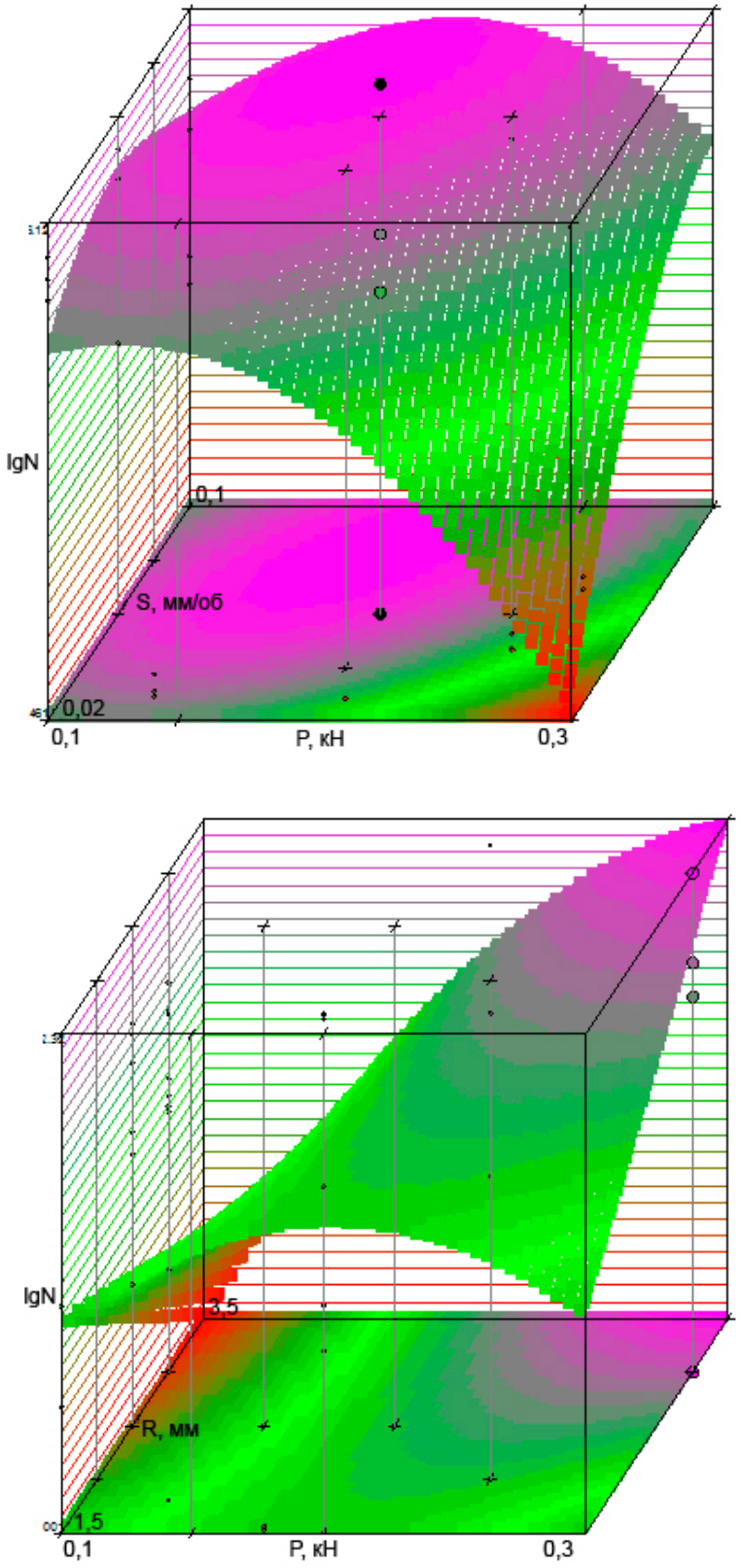


Рис.2. Зависимость малоцикловой усталости при пульсирующем растяжении хромированных образцов из стали 30ХГСН2А от технологических факторов алмазного выглаживания.

Практически независимо от вида испытания и амплитуды напряжений наибольшая усталостная прочность образцов из высокопрочной стали 30ХГСНА достигается при режимах

алмазного выглаживания, соответствующих вышеперечисленных значениям факторов (усилие выглаживания 250-300 Н, продольная подача инструмента 0,06-0,08 мм/об. и радиус алмазного наконечника 3-3,5 мм).

При обработке по этим режимам выносливость образцов при ротационном изгибе составляет 40000000-60000000 циклов, в то время как среднее число циклов нагружения до разрушения образцов хромированных и шлифованных составляет 15000000, т.е. выносливость образцов при выглаживании по хрому повышается в 3-4 раза. Малоцикловая выносливость образцов после алмазного выглаживания составляет при пульсирующем изгибе 50000-60000 циклов и при пульсирующем растяжении 50000-60000 циклов, в то время как не выглаженные хромированные образцы выдерживают в среднем 13900 и 19133 циклов нагружений, т.е. выносливость повысилась в 3,5-4,3 раза при изгибе и в 2,5-3,2 раза при растяжении.

Список литературы

1. Плешаков В.В. Упрочнение деталей покрытиями и ППД. М.: ИнТС, 1993. 56с.
2. Плешаков В.В. Повышение надежности деталей восстанавливаемых покрытием: М.: МГТУ “Станкин”, 2002, 151с.

УДК 621.9 (031)

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЦИЛИНДРОВ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ И ВОЗДУШНЫХ СИСТЕМ

TECHNOLOGICAL MAINTENANCE OF RELIABILITY OF CYLINDERS OF HYDRAULIC AND AIR SYSTEMS

Плешаков В.В. проф., к.т.н., Симановский С.М. аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Российская Федерация)

Разработаны технические требования к качеству рабочих поверхностей цилиндров гидравлических и воздушных систем. Показано, что применение выглаживания обеспечивает повышение их наработки на неисправность в реальных условиях эксплуатации в 2 раза.

Ключевые слова: *цилиндры, гидравлические и воздушные системы, технология, выглаживание, коэффициент трения, наработка, неисправность*

Technical requirements to quality of working surfaces of cylinders of hydraulic and air systems are developed. By bench tests and results of the analysis of statistics of malfunctions it is shown that application of superficial deformation provides operating time increase on malfunction in actual practice operation in 2 times.

Keywords: *cylinders, hydraulic and air systems, technology, deformation, friction factor, operating time, malfunction*

До 85% отказов цилиндров гидравлических и воздушных систем связано с нарушением герметичности уплотнительных устройств. Герметичность устройств определяется износостойкостью резиновых уплотнительных колец и рабочих поверхностей деталей из высокопрочных сталей. Поэтому в процессе изготовления и ремонта цилиндров необходимо использовать методы обеспечивающие равновесную (оптимальную) шероховатость и упрочнение поверхностного слоя рабочих поверхностей.

Основываясь на молекулярно-механической теории трения, предложенной И.В.Крагельским, использованы расчетные уравнения для определения равновесной, оптимальной для заданных условий эксплуатации цилиндров, шероховатости трущихся поверхностей

$$\Delta^p = \frac{2{,}35}{(3\pi)^{\frac{1}{2}\gamma}}\left(\frac{\tau_0}{K\alpha_\Gamma}\right)^{(2\gamma+1)/2\gamma}\left(\frac{\Gamma}{K_з}\right)^{(2\gamma-1)/2\gamma} P_c^{-1/\gamma},$$

где: Δ^p - комплексный параметр шероховатости;

τ_0 – прочность молекулярной связи на срез , 10^{-1}МПа;

$\alpha_\Gamma = 0{,}5$;

γ − параметр степенной аппроксимации начального участка опорной кривой профиля шероховатости поверхности;

Г − упругая постоянная резины

$$\Gamma = \frac{1-\mu^2}{E};$$

К , $К_з$ – коэффициенты зависящие от γ.

Поскольку поверхность резины характеризуется упругой постоянной значительно меньшей по сравнению с упругой постоянной стали или хромированной поверхности, при расчете контактных деформаций последней постоянной можно пренебречь.

После преобразования уравнения для расчета величины Δ^p для более твердого тела можно представить в виде:

$$\Delta^p = \left(\frac{\tau_0}{1{,}1\alpha_\Gamma} \right)^{\frac{2\gamma+1}{2\gamma}} (K_1 \Gamma)^{\frac{2\gamma-1}{2\gamma}} P_c^{-1/\gamma},$$

где K_1 – коэффициент рассчитываемый по формуле $K_1 = 2\sqrt{\pi}\,\frac{G(\gamma+3/2)}{G(\gamma+1)}$,

где G(γ) – гамма функция от γ.

Для практической реализации предложенных уравнений зависимость $K_1(\gamma)$ представлена в следующем виде:

$$K_1 = 3{,}282 + 1{,}529\gamma - 0{,}1057\gamma^2.$$

Погрешность вычисления K_1 в этом случае не превышает 1%.

Величина контактного давления Pc резиновых уплотнительных колец определяется твердостью резины и степенью сжатия. Эта зависимость аппроксимирована в следующем виде:

$$P_c = (-3{,}96 + 0{,}001116 H_{TM}{}^2)\sqrt{W},$$

где H_{TM} – твердость резины по прибору ТМ-2

W- степень сжатия резины, определяемая по методике НИИРП.

Таким образом формула может быть представлена в следующем виде :

$$\Delta^p = \frac{\tau_0}{1{,}1\alpha}^{\frac{2\gamma+1}{2\gamma}} \left[\left(3{,}28 + 1{,}53\gamma - 0{,}1057\gamma^2\right) \frac{1-\mu^2}{E} \right]^{\frac{2\gamma-1}{2\gamma}} \left[(0{,}001116 H_{TM}{}^2 - 3{,}096) W^{1/2} \right]^{-1/\gamma}$$

где τ_0 - прочность молекулярной связи на срез; W- степень сжатия резинового кольца, %; H_{TM} - твердость резины, усл.ед; γ - параметр степенной аппроксимации начального участка опорной кривой.

Зависимость равновесной шероховатости от эксплуатационных и технологических факторов представлена на рис.1,2.

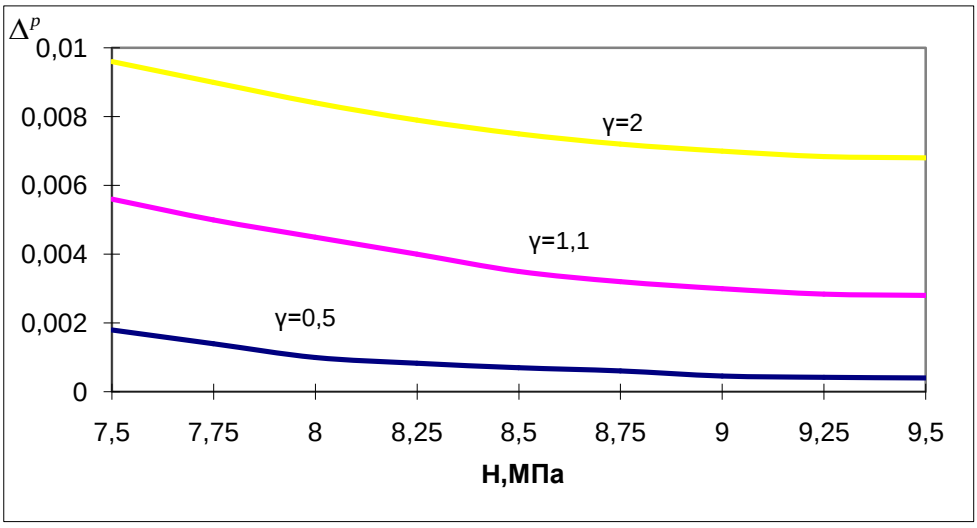


Рис. 1. Зависимость равновесной шероховатости поверхности цилиндров от твердости резиновых уплотнительных колец и параметра степенной аппроксимации начального участка опорной кривой шероховатости при W=15% , □=0,3МПа

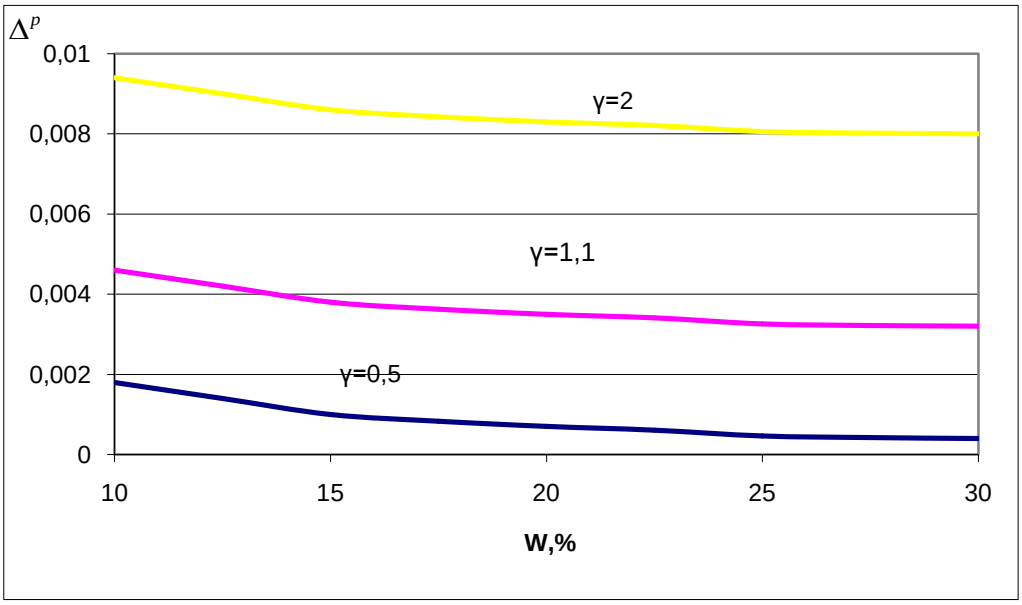


Рис. 2. Зависимость равновесной шероховатости поверхности цилиндров от степени сжатия резиновых уплотнительных колец и параметра степенной аппроксимации начального участка опорной кривой шероховатости при H=8,0 МПа, 0,3МПа

При использовании в качестве рабочей жидкости АМГ-I0 и степени сжатия резинового кольца I2,5…25% расчетная равновесная шероховатость соответствует значению комплексного параметра Δ=4-2 10^{-2} . При обработке деталей методами ППД (обкатыванием роликами, выглаживанием) она соответствует R_a^P=0,3-0,8 мкм. Значения завышены из-за невозможности учета опорной площади по степенной зависимости для упругого насыщенного контакта.

Поэтому, для разработки рекомендаций по технологическому обеспечению надежности уплотнительных устройств, производилась оценка износа резиновых колец, их деформации и разрушения в реальных условиях эксплуатации силовых цилиндров. Проведено исследование 40 цилиндров одного изделия с наработкой от 29 до 300 час. Рабочие поверхности деталей цилиндров в процессе изготовления или предшествующего ремонта обрабатывались алмазным выглаживанием, полированием и шлифованием (Ra=0,04…0,7 мкм). Износ кольца определялся весовым методом после удаления из него масла АМГ-10. Зависимости износа, угла скручивания и степени механического повреждения колец от эксплуатационно-технологических факторов оценивались регрессионными моделями. Для износа колец такая модель представлена в следующем виде:

$$I=-0,636\tau + 0,0335\tau N + 2,2\tau R_a^2 + 0,502\tau\eta R_a + 2,956\tau R_a - 0,1067\tau\eta N + 0,00344\tau\eta\delta - 0,0627\tau N R_a - 0,001404 N\tau\delta + 0,01565\delta\tau - 0,0431\tau\delta R_a,\ мг,$$

где: τ – наработка цилиндра в процессе эксплуатации изделия, час; R_a - параметр шероховатости рабочей поверхности цилиндра, мкм;

δ – уплотняемый зазор, мкм; η – натяг кольца по внутреннему диаметру, мм; N-порядковый номер кольца со стороны воздействия рабочего давления.

Анализ регрессионных моделей свидетельствует о том, что равновесная шероховатость зависит от условий эксплуатации и, при использовании статических методов ППД, равна R_a^p =0,04…0,16 мкм . В этом случае обеспечивается наименьший износ трущейся пары, исключаются случаи их “закусывания” в уплотняемом зазоре и

перекручивания колец. Наибольшая износостойкость деталей обеспечивается при обработке деталей алмазным выглаживанием (рис. 3).

На основе исследования технологических закономерностей процесса выглаживания и проведенных стендовых испытаний разработаны рекомендации по выбору оптимальных режимов обработки рабочих поверхностей деталей.

Оценка эффективности применяемого метода обработки проводилась сравнением величины коэффициента трения пары «сталь - резина» и результатов стендовых испытаний цилиндров при различных методах обработки рабочих поверхностей.

Поверхности цилиндра и поршня, работая в контакте с резиновыми кольцами, должны обеспечивать минимальный коэффициент трения пары «сталь – резина». На величину коэффициента трения в данном случае оказывает влияние не только характеристики микрогеометрии поверхности, но и направление следов механической обработки относительно движения поршня. При движении вдоль следов обработки коэффициент трения на 20-30% больше, чем при движении поперек этих следов. Алмазное выглаживание обеспечивает формирование поверхности ,следы обработки на которой расположены перпендикулярно направлению движения поршня, т.е. выглаживание должно обеспечить меньший коэффициент трения пары "сталь-резина", чем абразивные методы.

Коэффициент трения пары "сталь-резина" измерялся на плоскостной машине трения (ГПТ-I).В качестве смазки использовалась жидкость АМГ-10.Образцы вырезались из цилиндров (сталь 12Х2Н4АШ, HRC 50-55), обработанных выглаживанием, полированием и хонингованием. Угол наклона спиралеобразных штрихов на хонингованной поверхности по отношение к оси цилиндра составлял 20 - 30°. Полирование производилось пастой М-3 на хлопчатобумажных полировальниках. Алмазное выглаживание - инструментом типа АСПК с радиусом сферы 2,3 мм. Резина марки ИРП-I078 заделывалась в специальные оправки.

Установлено что, алмазное выглаживание почти в 2 раза обеспечивает снижение коэффициента трения рассматриваемой пары при идентичных условиях эксперимента (рис.4).

Исследование влияния метода обработки рабочих поверхностей на износостойкость резиновых колец проводилось при испытаниях цилиндров на стендах типа У.402-70.

Давление рабочей среды (АМГ-10) составляло до 1,8 МПа, температура 80±5^{o}С, период цикла срабатывавия-10с, базовое число циклов нагружения - 3500. Величина уплотняемого зазора составляла 100мкм, степень сжатия колец в посадочных местах 12-15%. Износ резиновых колец определялся путем их взвешивания до и после испытаний на аналитических весах с точностью до ±0,1мГ. Удаление жидкости АМГ-10 из колец проводилось в термостате при 200^{o}С в течение 20 часов. Одновременно испытывались 4 цилиндра, рабочие поверхности которых обрабатывались различными методами. Стаканы цилиндров подвергались хонингованию и алмазному выглаживанию, а хромированные штоки поршней - полированию и алмазному выглаживанию. Результата стендовых испытаний представлены на рис.5.

Установлено, что алмазное выглаживание обеспечивает снижение износа резиновых колец на 20-25% по сравнению с абразивными методами обработки.

Таким образом, выглаживание рабочих поверхностей цилиндров по указанным выше режимам обеспечивает: снижение шероховатости поверхности до R_a= 0,16-0,04 мкм, увеличение её опорной площади на 20-100%, степень упрочнения поверхностного слоя достигает 25-30%, значительно снижается коэффициент трения пары "сталь-резина", в результате чего в 2-3 раза возрастает скорость срабатывания цилиндров. Износ резиновых уплотнительных колец снижается на 20-25%, что должно привести к уменьшению отказов из-за негерметичности уплотнительного устройства, и повышение безотказности и долговечности гидроцилиндров.

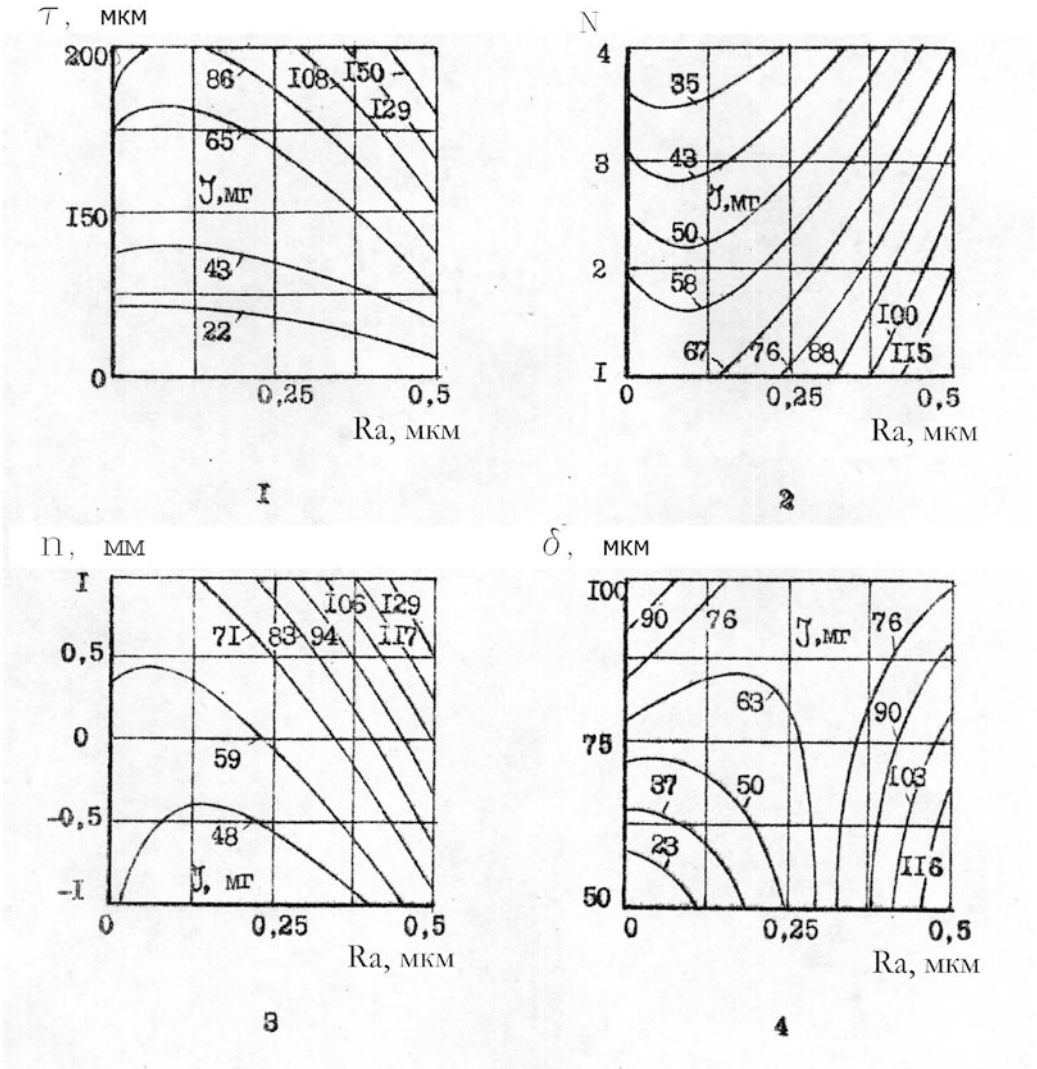


Рис. 3. Зависимость износа резиновых уплотнительных колец от эксплуатационных, конструкторских и технологических факторов:

1 – N = 2, δ = 75 мкм, n = 0 мм; 2 – τ = 150 час, δ = 75 мкм, n = 0 мм;

3 - τ = 150 час, δ = 75 мкм, N = 0; 4 - τ = 150 час, N = 2, n = 0 мм.

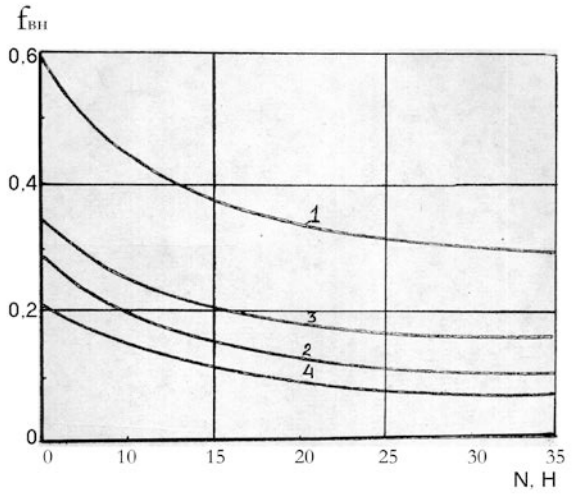


Рис.4. Зависимость внешнего коэффициента трения резиновых колец с рабочими поверхностями и алмазным выглаживанием цилиндра и поршня обработанных полированием (1,3) и алмазным выглаживанием (2,4) без смазки (1,2) и в среде АМГ-10.

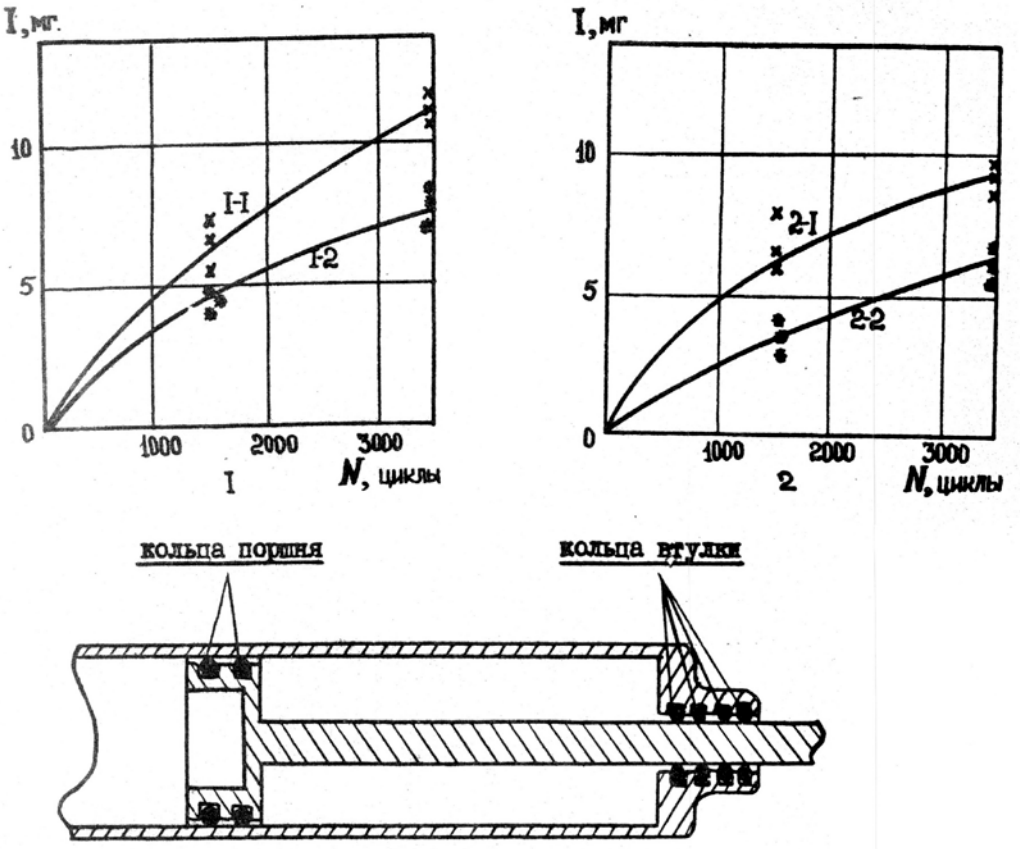


Рис. 5. Зависимость износа резиновых уплотнительных колес цилиндров гидравлической системы от методов обработки рабочей поверхности цилиндра и поршня: 1-2 и 2-2 – алмазное выглаживание; 1-1 – хонингование; 2-1 – полирование.

Внедрение разработанных рекомендаций осуществлялось на всех ремонтных предприятиях отрасли. Оценка эффективности осуществлялась на основе анализа статистики неисправностей однотипных цилиндров до и после внедрения выглаживания (рис.6).

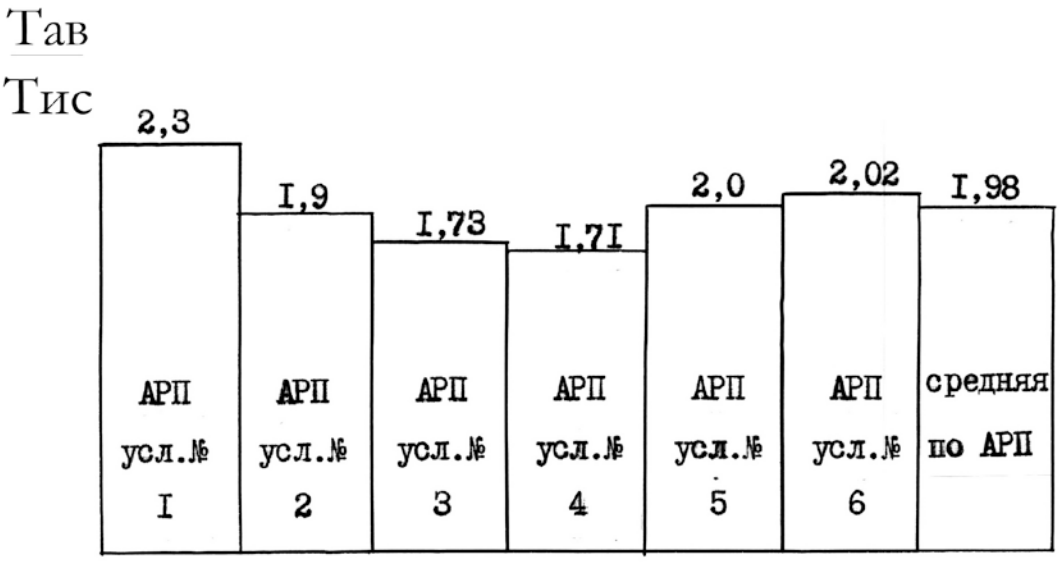


Рис. 6. Относительное повышение наработки на неисправность цилиндров одного наименования после внедрения процесса выглаживания на различных ремонтных предприятиях: Тис и Т ав – соответственно наработка на неисправность цилиндров до и после внедрения процесса выглаживания, час.

Полученные данные свидетельствуют о высокой эффективности разработанных технологических рекомендаций. Наработка на неисправность цилиндров практически повысилась в два раза. Поэтому, разработанные рекомендавции внедрены на всех предприятиях при ремонте цилиндров всех изделий отрасли.

Список литературы

1. Плешаков В.В., Щебров О.М., Комаров В.А. Механическая обработка деталей колесных и гусеничных машин из труднообрабатываемых материалов. -М.: МГУПИ, 2006, -115 с
2. Плешаков В.В. Режимы механической обработки при изготовлении и ремонте деталей колесных и гусеничных машин. -М.: МГУПИ, 2006, -100 с.
3. Плешаков В.В. Конструкционные и защитно-отделочные материалы в транспортном машиностроении. -М.: Изд-во «Машиностроение», 2005, -172с.

УДК 621.787:621.921

ПОВЫШЕНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ ПРИ РЕМОНТЕ

INCREASE OF FATIGUE DURABILITY OF DETAILS AT REPAIR

Плешаков В. В. проф., к.т.н., Албагачиев Д.А. ,аспирант, Зык Е.Н.,аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Российская Федерация)

Показана эффективность использования методов упрочнения при ремонте. Экспериментально доказано, усталостная прочность деталей повышается в 2,4… 2.5 раз.
Ключевые слова: *усталостная прочность, поверхность, деформирование, ремонт*

Efficiency of use of methods of hardening is shown at repair. It is experimentally proved, fatigue durability of details raises in 2,4 … 2.5 times.
Keywords: *fatigue durability, surface, deformation, repair*

Оценка эффективности повторного упрочнения деталей при ремонте в последние годы приобрела особую актуальность. Это связано с тем, что многие детали из высокопрочных сталей, упрочненные при изготовлении или ремонте методами ППД, выработали установленный межремонтный ресурс. При очередном ремонте возникает вопрос о целесообразности их повторного поверхностного пластического деформирования.

Поверхностное пластическое деформирование высокопрочных сталей осуществляется различными методами: алмазным выглаживанием, обкатыванием роликами, обработкой дробью. Для обработки тел типа поверхностей вращения целесообразно использовать алмазное выглаживание, которое, несмотря на низкую производительность, имеет достаточно высокие технологические показатели.

Поэтому при исследовании эффективности повторного ППД проводилось алмазное выглаживание инструментом типа АСПК-3 стандартных образцов из высокопрочной конструктивной стали 30ХГСН2А. Испытание при их ротационном изгибе осуществлялось на машине МУИ 6000.

Сталь 30ХГСН2А является типичной циклически упрочняемой сталью. Для оценки циклического упрочнения стали введено понятие относительной наработки, которая равна отношению числа циклов нагружения на *i-ой* ступени при напряжении – σ_i к числу циклов нагружения до разрушения при этом напряжении. Напряжения при предварительной и окончательной наработке выбирались в диапазонах 0,8…0,9 ГПа для шлифовальных и 0,96…1,12 ГПа для выглаженных образцов. Оценка циклического упрочнения стали производилась по отклонению от условия линейного накопления усталостных повреждений Пальмгрена-Майнера [1]:

$$K_1+K_2=1 \qquad (1)$$

На диаграмме (рис.1) это условие представлено прямой А.

Анализ полученных данных свидетельствует о высокой степени циклического упрочнения высокопрочной стали до и после алмазного выглаживания. «Тренировка» образцов при предварительном нагружении K_1 = 0,15…0,4 ГПа обеспечивает повышение остаточной долговечности образцов на 70…75 %. Характерно, что степень циклического упрочнения образцов подвергнутых алмазному выглаживанию даже выше, чем у образцов не подвергнутых поверхностному пластическому деформированию. Это свидетельствует о

высокой эффективности использования алмазного выглаживания в качестве отделочно-упрочняющей обработки деталей, а также о независимости процесса циклического упрочнения поверхностного слоя и упрочнения его при ППД. Последний факт открывает возможность значительного повышения усталостной прочности деталей из высокопрочных сталей за счет создания оптимальной системы их ремонта с применением повторного ППД.

Для выявления эффективности повторного выглаживания проведен эксперимент, в котором образцы подвергались алмазному выглаживанию, предварительной наработке на различных напряжениях, повторному выглаживанию и разрушению при различных напряжениях.

С учетом выполнения начальных условий зависимость относительной наработки образцов до разрушения от факторов предварительного нагружения представлялось в следующем виде:

$$K_2=(1-K_1)^{\Psi(K1,\,\sigma1,\,\sigma2)} \qquad (2),$$

где K_1 – относительная предварительная наработка образцов при напряжении - σ_1

K_2 – относительная наработка образцов до разрушения при напряжении - σ_2

$\Psi(K_1, \sigma_1, \sigma_2)$ – функция определяющая нелинейность накопления усталостных повреждений в зависимости от факторов нагружения.

Функция $\Psi(K_1, \sigma_1, \sigma_2)$ получена в виде регрессионной модели на основе статической обработке экспериментальных данных:

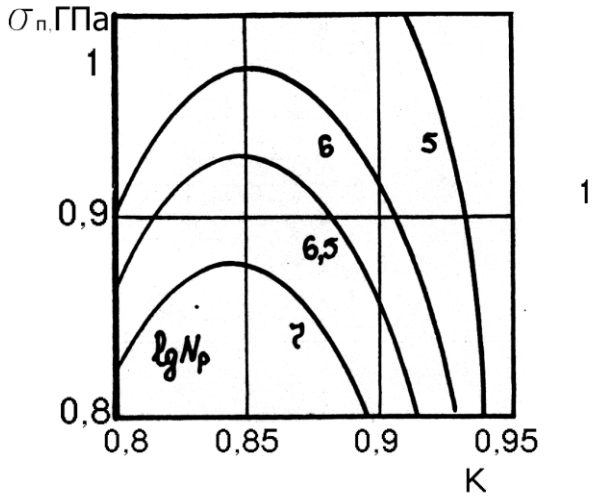
$$\Psi(K_1, \sigma_1, \sigma_2) = 8{,}764–26{,}524*K_1-8{,}687 *\sigma_1*\sigma_2-29{,}536*K_1* \sigma_2 \qquad (3)$$

При относительно небольших значениях K_1 происходит циклическое упрочнение повторно выглаженной стали. Причем степень и период упрочнения зависят от амплитуды напряжений предварительного и окончательного образцов. Это характерно для циклически упрочняемых сталей. Наибольшая эффективность упрочнения достигается на высоком уровне предварительного нагружения – 1,15 ГПа при относительной наработке до K_1 – 0,5…0,9 ГПа. Напряжения второго цикла нагружения оказывают аналогичное влияние. Наибольшая степень циклического упрочнения достигает 40…45%. Однако, при увеличении разрушающих напряжений, несколько период эффективного применения повторного выглаживания. Это объясняется тем, что при больших амплитудах разрушающих напряжений происходит интенсивная релаксация остаточных сжимающих напряжений в поверхностном слое. И при большой предварительной наработке K_1 = 0,5…0,9 ГПа происходит циклическое разупрочнение стали.

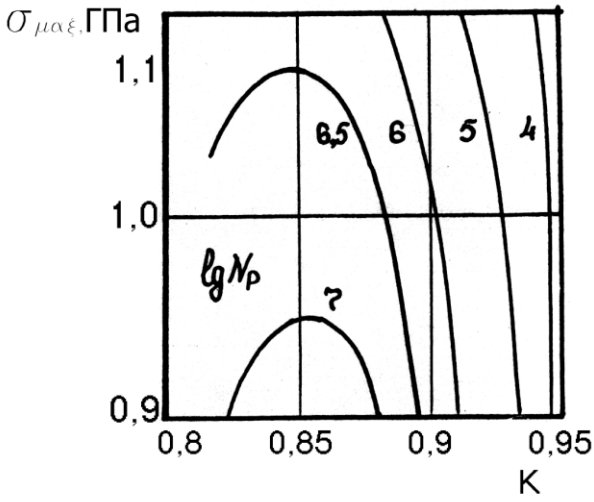
В целом, однако, учитывая высокий уровень эксплуатационных нагрузок и относительно небольшой уровень накопления усталостных повреждений в поверхностном слое деталей до очередного ремонта, следует признать высокую эффективность повторного выглаживания при ремонте.

Оценка эффективности многократного упрочнения деталей проводилась в более узком диапазоне изменения факторов. В качестве одного из факторов рассматривалось количество ремонтов или количество актов повторного выглаживания после очередной наработки. Длительность очередной наработки задавалась параметром K_1. Параметр K_2 определял суммарную относительную наработку образцов при различных напряжениях σ_2. Напряжение предварительной наработки соответствовало 1,0 ГПа. Таким образом, суммарная относительная наработка образцов, в зависимости от рассмотренных факторов, представлено в виде следующей регрессионной модели:

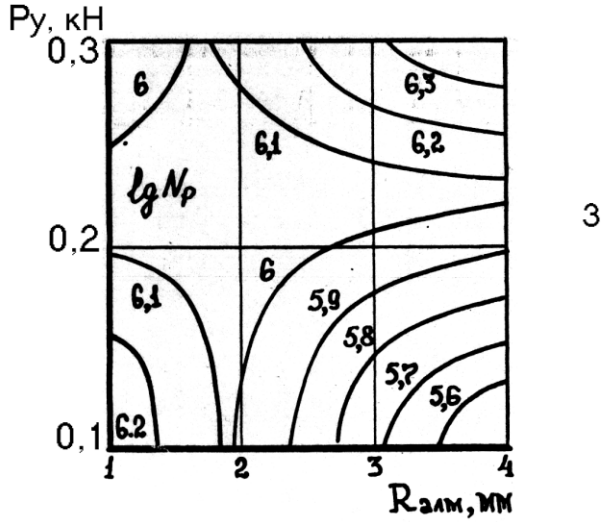
$$K=-10{,}226-0{,}087h^2-34{,}553K_1\sigma_2+0{,}6033h+35{,}712K_1-10{,}13\sigma_2+0{,}3175K_1h. \qquad (4)$$


σп, ГПа
1
0,9
0,8
0,8
0,85
0,9
0,95
K
6
5
6,5
7
lgNp

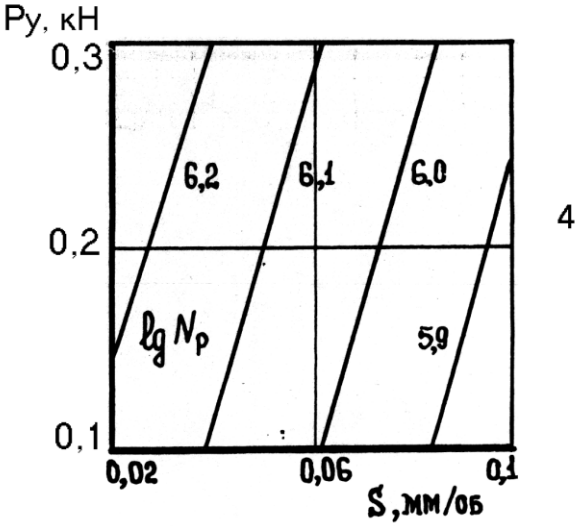
1


σмакс, ГПа
1,1
1,0
0,9
0,8
0,85
0,9
0,95
K
6,5
6
5
4
7
lgNp

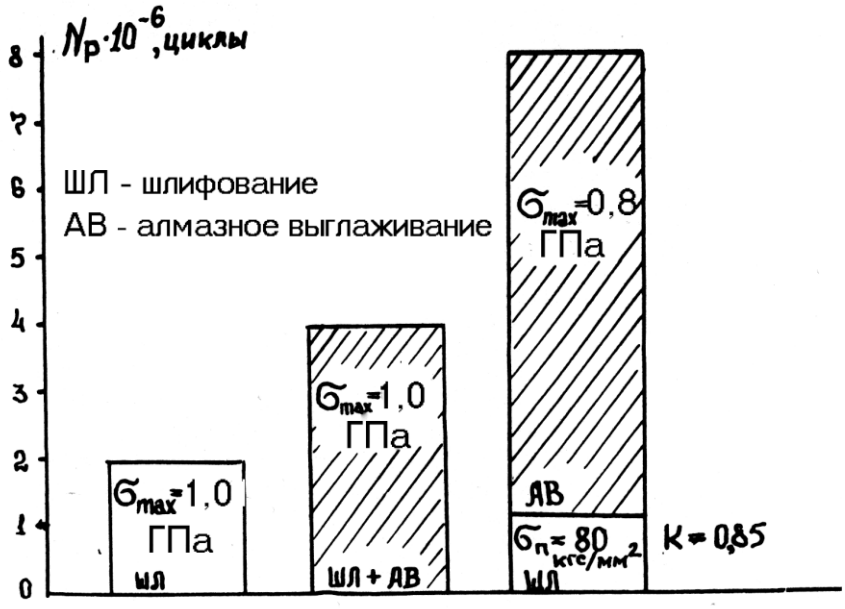
2


Ру, кН
0,3
0,2
0,1
1
2
3
4
Rалм, мм
6
6,3
6,1
6,2
lgNp
6
6,1
5,9
5,8
5,7
5,6
6,2

3


Ру, кН
0,3
0,2
0,1
0,02
0,06
0,1
S, мм/об
6,2
6,1
6,0
lgNp
5,9

4


Np·10⁻⁶, циклы
8
7
6
5
4
3
2
1
0
ШЛ - шлифование
АВ - алмазное выглаживание
σmax=1,0 ГПа
ШЛ
σmax=1,0 ГПа
ШЛ + АВ
σmax=0,8 ГПа
АВ
σп=80 кгс/мм²
ШЛ
K=0,85

Анализ модели свидетельствует о том, что при небольшом межремонтном ресурсе образцов, при малой длительности предварительных этапов нагружения, наблюдается некоторое увеличение относительной наработки. Более значительными в этом случае оказываются эффекты, связанные с количеством ремонтов. При межремонтном ресурсе соответствующем $K_1 = 0,2$ увеличение числа ремонтов свыше четырех приводит к снижению послеремонтного и общего ресурса образцов. Таким образом при $K_1 = 0,2$, оптимальным является четырехкратное выглаживание, т.е. проведение не более четырех ремонтов. Общий ресурс образцов в этом случае повышается в 1,5 раза. Более эффективным является увеличение межремонтного ресурса деталей до $K_1 = 0,5$. Четырехкратное упрочнение деталей при ремонтах обеспечивает увеличение ресурса деталей в 2,4…2,7 раз. Пятый ремонт практически не дает значимого эффекта из-за снижения послеремонтного ресурса деталей.

Список литературы

1. Miner A. Cumulative damage in fatigue // J.Appl. Mech. 1945, V.12, P. 159-164.

УДК 658.512.004.17

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВАРИАНТОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТЕХНИЧЕСКОМ ПЕРЕВООРУЖЕНИИ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

ASSESSMENT OF THE EFFECTIVENESS TECHNOLOGICAL VARIANTS MANUFACTURING PARTS FOR TECHNICAL RE-MACHINE BUILDING ENTERPRISE

Рахмилевич Е.Г., аспирант
(ФГБОУ ВПО МГТУ «Станкин», Москва, Россия)

В статье рассмотрена проблема оценки технологических процессов изготовления детали на основе многокритериальной оптимизации с использованием количественных показателей технологичности при техническом перевооружении машиностроительного предприятия.

Ключевые слова: *автоматизация производства, производственная технологичность, автоматизированное проектирование.*

The article considers the problem of assessing of technological processes of manufacturing parts based on multicriteria optimization using quantitative indicators for manufacturability with re-equipment of machine-building enterprises.

Keywords: *manufacturing automation, manufacturability, computer-aided design.*

К основным направления оптимизации механообрабатывающего производства предприятия можно отнести:

- совершенствование возрастного и структурного состава парка металлорежущего оборудования за счёт вывода физически изношенного и морально устаревшего оборудования и внедрения станков с ЧПУ нового поколения;
- автоматизация технологической подготовки производства;
- автоматизация технологических процессов (ТП) механической обработки;
- унификация технологического оснащения;
- интенсификация процессов резания;
- механизация ручных отделочно-зачистных и доводочных работ.

Замена морально устаревшего и физически изношенного, не обеспечивающего требования базовых технологий машиностроительного предприятия, металлорежущего оборудования может реализовываться в двух направлениях.

Первое направление предполагает сохранение исторически сложившейся структуры парка оборудования и замену старого изношенного оборудования на аналогичное новое.

При этом сохраняется общая численность парка металлорежущего оборудования.

В связи с недостатком производственных рабочих на ряде машиностроительных предприятий и учитывая дефицит на рынке труда станочников и институтов их подготовки, такой подход чреват следующими отрицательными последствиями:

- замораживается производственный потенциал механических цехов (оборудование есть, а станочников работающих за данным оборудованием нет);
- в связи с тем, что акцент делается, в основном, на универсальное оборудование, замораживается технический прогресс, связанный с внедрением систем CAD-CAM и ИПИ-технологий;
- низкая производительность универсального оборудования делает продукцию предприятия недостаточно конкурентоспособной;

- требуется увеличение численности технологов, конструкторов по технологической оснастке, режущему и мерительному инструменту.

Второе направление предполагает резкое изменение структуры и сокращение численности парка металлорежущего оборудования за счет массированного вывода старого, изношенного универсального оборудования и замены его станками с программным управлением и обрабатывающими центрами последнего поколения, производительность которых в 3-15 раз выше производительности используемого оборудования.

Учитывая высокую стоимость современного автоматизированного металлорежущего оборудования с ЧПУ, экономический эффект от его внедрения может быть положительным только при обеспечении следующих условий:

- коэффициент загрузки при двухсменной работе не менее 0,8 [1];

- резкое сокращение целосменных и внутрисменных потерь по организационным причинам;

- внедрение планово-предупредительного обслуживания рабочих мест и др.

При выборе направления технического перевооружения машиностроительным предприятием и составлении планов создания (модернизации) участков механообработки следует учитывать изменения уровня технологичности выпускаемой продукции при изменении производственной среды.

Уровень технологичности конструкции детали определяется её наилучшим технологическим вариантом (ТВ), который оценивается с помощью количественных показателей технологичности.

Выбор вариантов ТП изготовления деталей является сложной многокритериальной задачей на стадии технологической подготовки производства. Каждый из ТВ включает множество технологических решений, к которым, в частности, относятся следующие:

- на этапе получения заготовки – выбор технологического метода ее получения и структуры ТП изготовления заготовки;

- на этапе механической обработки заготовки – выбор режимов резания и параметров режущего инструмента, выбор планов обработки поверхностей и комплектов единых технологических баз, выбор технологического оборудования и средств технологического оснащения, выбор структуры технологических операций и ТП в целом.

В качестве критериев оптимальности вариантов ТП используется множество показателей, которое можно разбить на три большие группы:

- стоимостные (цеховая и технологическая себестоимость), затраты на амортизацию оборудования и технологической оснастки, затраты на заработную плату и др.);

- временные (продолжительность производственного или технологического цикла, основное и вспомогательное время обработки заготовки, производительность процесса обработки и др.);

- энергетические, связанные со снятием припуска при обработке.

Перечисленные выше показатели влияют на эффективность выбранного варианта ТП, однако их использование в качестве критериев оптимальности связано с большими трудностями в силу того, что указанные показатели находятся между собой в сложной системе отношений согласования и противоречия.

Отношения согласования между временными и стоимостными критериями оптимальности характеризуется тем, что при варьировании параметрами ТП (например, увеличение подачи и скорости резания, повышение уровня технологического оснащения) повышение производительности процессов сопровождается одновременно снижением технологической себестоимости и обратно. Эта взаимосвязь критериев оптимальности вызвана тем, что повышение производительности процесса приводит к снижению основного времени обработки и, как следствие, к снижению затрат на восстановление и амортизацию технологического оборудования и заработную плату. Указанное явление

имеет место в том случае, когда доля затрат на восстановление и замену режущего инструмента невелика с остальными составляющими технологической себестоимости.

Отношение противоречия между временными и стоимостными критериями оптимальности характеризуется тем, что при варьировании параметрами ТП "улучшение" временных показателей одновременно сопровождается "ухудшением" стоимостных. В качестве примера отношений противоречия между указанными критериями оптимальности можно привести зависимость между трудоемкостью и технологической себестоимостью корпусной детали. Эта зависимость показана на рис.1.

Варьируемыми параметрами ТП в данном примере являются метод получения заготовки (литье в земляные формы и кокиль) и используемое технологическое оборудование при механической обработке.

Сущность проблемы заключается в том, что уровень технологичности конструкции детали невозможно оценить каким либо показателем технологичности в силу их противоречивости. Поэтому уровень технологичности как комплексный показатель может определяться на основе многокритериальной оптимизации ТВ детали, где в качестве частных критериев оптимальности используются количественные показатели технологичности. Согласно теории многокритериальной оптимизации в многоуровневых иерархических системах алгоритм оптимизации содержит два этапа:

- моделирование множества ТВ и построение множества Парето;
- выбор оптимального варианта на множестве Парето, который наилучшим образом согласован с задачей оптимизации верхнего уровня иерархии.

Снижение трудоемкости изготовления детали объясняется уменьшением припуска на механообработку отливки и использованием высокопроизводительного оборудования. Увеличение технологической себестоимости при снижении трудоемкости объясняется значительным увеличением затрат на использование точного метода получения отливки (литье в кокиль) при небольшом масштабе выпуска (1000 деталей в год) и затрат на амортизацию оборудования. Таким образом, при техническом перевооружении предприятия высокопроизводительным, гибким оборудованием (станки с ЧПУ, обрабатывающие центры, гибкие производственные модули и т.д.) при проектировании и выбору ТП необходимо отдавать предпочтению критерию трудоемкости и производственному циклу изготовления партии деталей.

Если каждый вариант ω_i множества ТВ измеряется набором количественных показателей $W_k(\omega_i)$, k=1…m , то множеством Парето $M_{пар}$ по минимизации будем называть:

$$M_{пар} = \{\omega_i : \forall j \neq i \, \exists k : W_k(\omega_i) < W_k(\omega_j)\} \qquad (1)$$

где ω_j – множество ТВ, не принадлежащих множеству Парето

На рис.5 варианты 3 и 5 не удовлетворяют условию (1), поэтому не принадлежат множеству Парето.

Выбор оптимально конструктивно – технологического варианта из множества Парето для конкретной детали принципиально невозможно в силу того, что относительная важность используемых критериев зависит от многочисленных условий.

В частности, критерий времени более важен, чем стоимостной, когда рассматриваемая деталь находится на критическом пути изготовления сборочных единиц и изделия в целом и то же самое время для этой детали более предпочтителен критерий стоимости, если она не влияет на критический путь. Поэтому проблему соотношения критериев оптимальности можно решить лишь с позиций производственных задач верхнего уровня иерархии, то есть изготовления множества деталей:

- входящих в производственную программу выпуска участка;
- деталей, входящих в сборочную единицу.

При внедрении дорогостоящего высокопроизводительного оборудования по плану технического перевооружения задача можно сформулировать следующим образом:

«найти оптимальный технологических вариант детали так, чтобы обеспечить оптимальную трудоемкость, либо цикл изготовления рассматриваемой группы деталей при ограничениях на технологическую себестоимость».

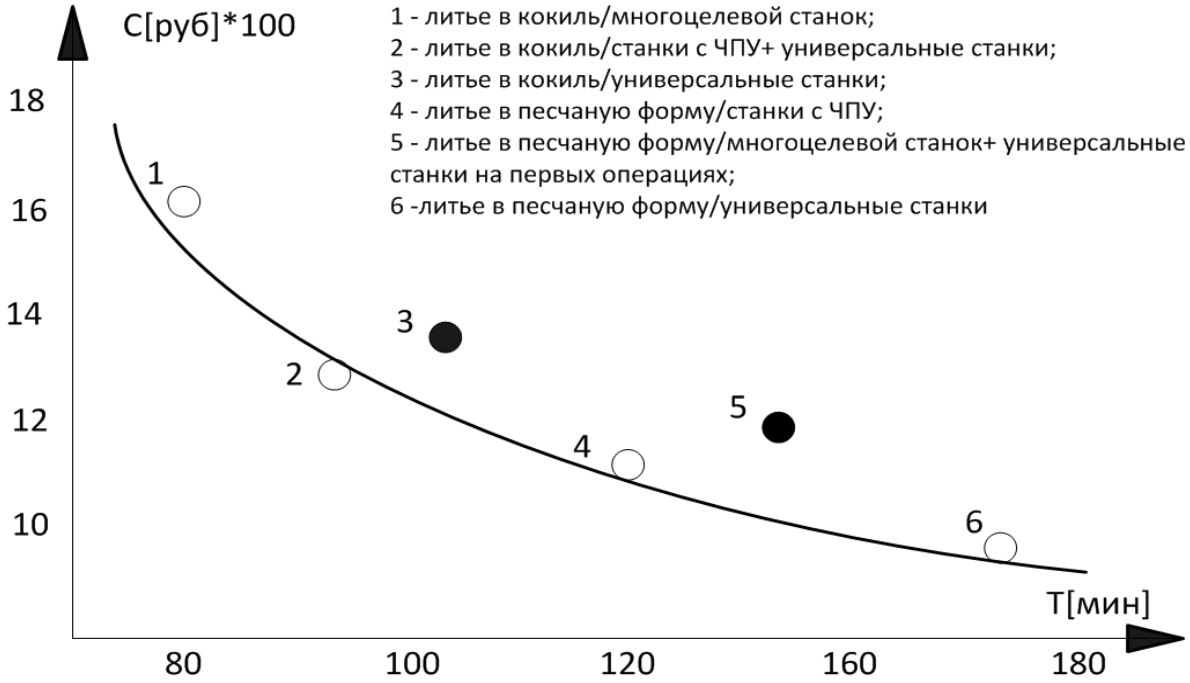


Рис.1 Кривая Парето для критериев оптимизации “технологическая себестоимость - трудоемкость” изготовления корпусной детали.

Методика выбора оптимального варианта на множестве Парето предложена в работе [2], где в качестве задачи верхнего уровня иерархии используется задача оптимизации производственной программы выпуска деталей на участке механической обработки. Основной результат многокритериальной оптимизации заключается в том, что для «напряженных» деталей с точки зрения поступления их на сборочный участок предпочтение отдается показателю технологичности Т, а для «ненапряженных» деталей предпочтение отдается показателю технологичности Стех.

В качестве задачи верхнего уровня иерархии может использоваться задачи минимизации производственного цикла сборочной единицы, куда входит рассматриваемая деталь. Решение задачи второго этапа многокритериальной оптимизации для одной рассматриваемой детали принципиально невозможно.

Список литературы

1. Вороненко В.П., Соломенцев Ю.М., Схиртладзе А.Г. Проектирование машиностроительного производства/ Под ред. член-корр. РАН Ю.М. Соломенцева: 3-е изд. М.: Дрофа, 2007. – 348 с.
2. Кузьмин В.В., Схиртладзе А.Г. Математическое моделирование технологических процессов сборки и механической обработки изделий машиностроения. М.: Высшая школа, 2008. – 279 с.

УДК 621.539.43.001.24

ПРЕДЕЛЬНЫЕ СОСТОЯНИЯ НА СТАДИЯХ ОБРАЗОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ ТРЕЩИН ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

THE ULTIMATE STATES FORTHE STAGES OF CRACK FORMATION AND DEVELOPMENT UNDER THE CYCLIC LOADING

А.Н.Романов, д-р техн.наук
(Институт машиноведения РАН, E-mail: alrom37@mail.ru)

На основе предложенного деформационно-кинетического критерия усталостного разрушения исследованы закономерности накопления повреждений при циклическом нагружении конструкционных материалов. Показано, что накопление повреждений на стадиях образования и развития трещин описывается одной и той же зависимостью с использованием соответствующих деформационных характеристик.

On the basis deformation- kinetic of the criterion of fatigue failure proposed are investigated laws governing the accumulation of damages with the cyclic load of construction materials. It is shown that the accumulation of damages at the stages of formation and development of cracks is described by one and the same dependence with the use of the corresponding deformation characteristics.

При малом числе циклов разрушения, когда повреждающей ролью упругих деформаций можно пренебречь, накопление повреждений с ростом числа циклов нагружения подчиняется следующему правилу:
при жестком нагружении (нагружение с заданным размахом упругопластической деформации в цикле)

$$\eta = \int_0^N \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN, \qquad (1)$$

при мягком нагружении (нагружение с заданной амплитудой и асимметрией нагрузки в цикле)

$$\eta = \int_0^N \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^N \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN. \qquad (2)$$

В предельном случае, когда наступает разрушение (образование трещины), зависимости (1) и (2) преобразуются в критерии соответственно для жесткого и мягкого нагружения в виде:

$$\int_0^{N_p} \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN = 1, \qquad (3)$$

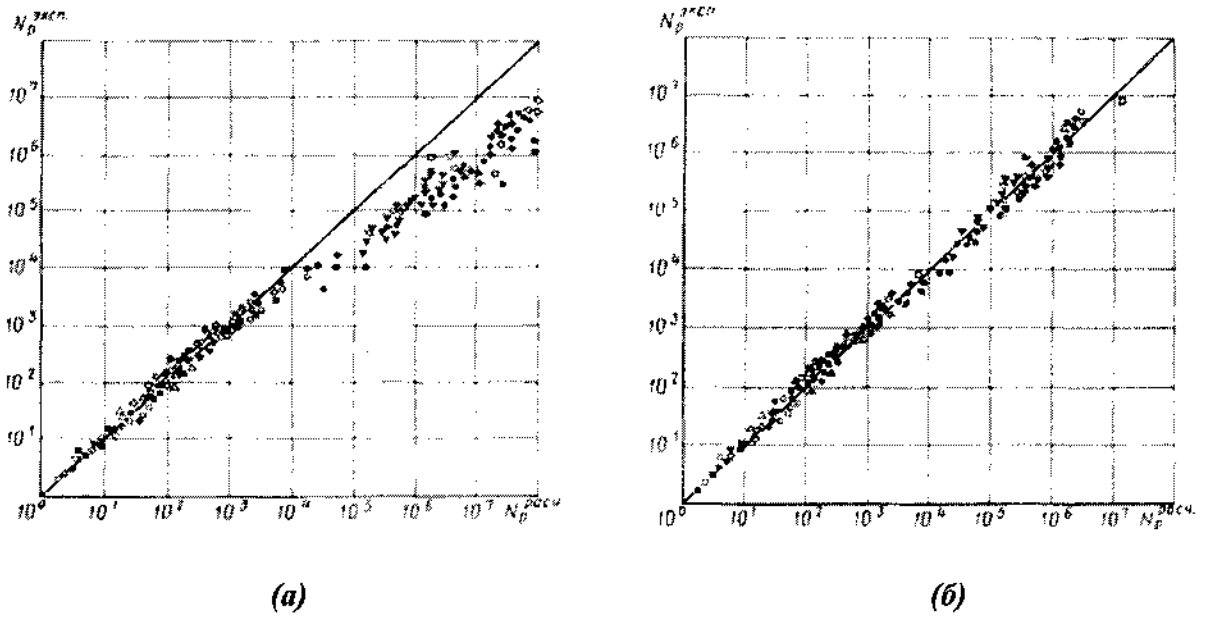
$$\int_0^{N_p} \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN = 1, \qquad (4)$$

где δ - ширина петли гистерезиса в полуцикле растяжения, $\Delta\varepsilon$ -односторонне накопленная пластическая деформация в полуцикле растяжения, ε - предельная деформация при статическом разрыве образца, N и N_p - текущее и разрушающее число циклов соответственно.

Первый член в зависимостях (2) и (4) определяет уровень накопленного повреждения от действия циклической пластической деформации, второй член - повреждение от

односторонне накопленной пластической деформации за рассматриваемое число циклов нагружения. Разрушение происходит при достижении уровня повреждения, равного 1. Зависимости (1) и (2) позволяют определять уровень накопленного повреждения за любое интересующее нас число циклов нагружения, в том числе и программного.

Как было показано выше, зависимости (3) и (4) удовлетворительно описывают условия разрушения в области малоцикловой усталости и не позволяют описать разрушение в области большого числа циклов до разрушения (рис.1).



(а) *(б)*

Рис.1. Сопоставление долговечностей без учета (а) и с учетом (б) повреждающей роли упругой деформации

В зависимости от величины действующей нагрузки при мягком нагружении в общем повреждении превалирует либо усталостное, либо статическое повреждение, определяемые соответственно по зависимостям (1) и (2). Для квазистатического разрушения (при малых долговечностях) определяющим является повреждение от накопленной деформации (рис.2). При больших долговечностях разрушение (усталостный тип) происходит от накопленного циклического повреждения. В тех случаях, когда имеет место разрушение смешанного типа (к моменту разрушения материал накапливает некоторое количество остаточной деформации с образованием шейки, а окончательное разрушение происходит в результате распространения усталостных трещин), накопленные усталостное и квазистатическое повреждение соизмеримы. Причем долговечности, при которых указанные виды накопленных повреждений одинаковы, определяются также типом материала и его структурным состоянием: чем материал пластичнее и более склонен к одностороннему накоплению пластической деформации, тем больше точка равенства типов повреждении сдвигается в сторону больших долговечностей при симметричном цикле нагружения.

Известно, что увеличение асимметрии цикла в сторону растяжения способствует росту накопленной деформации к моменту разрушения (при одних и тех же значениях максимальной амплитудной нагрузки при симметричном и асимметричном циклах) и тем самым повышает долю статического повреждения в общем накопленном.

Темп накопления повреждений для различных по циклическому поведению материалов (упрочняющиеся, разупрочняющиеся и циклически стабильные) различен. В зависимости от типа материала интенсивность накопления повреждений на разных стадиях нагружения различна. Для упрочняющегося материала характерно большое накопление повреждений в начале нагружения, в то время как для разупрочняющейся стали сильно накапливаются повреждения на стадии окончательного разрушения. Интенсивность

накопления повреждений для циклически стабилизирующейся стали сравнительно равномерно увеличивается с ростом числа циклов нагружения.

При большом числе циклов до разрушения (более 10^4 циклов) роль пластической и упругой деформации может быть оценена в соответствии с зависимостями:

при жестком нагружении

$$\eta = \int_0^N \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^N \frac{\delta e_y}{\varepsilon^2} dN, \tag{5}$$

при мягком нагружении

$$\eta = \int_0^N \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^N \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN + \int_0^N \frac{\delta e_y}{\varepsilon^2} dN, \tag{6}$$

в которых первый член определяет повреждение от пластической деформации, второй - от статической составляющей (односторонне накопленной деформации) и третий член определяет уровень накопленного повреждения от действия упругой деформации $e_y = \sigma / E$.

В предельном случае критерий (6) можно записать в виде:

$$\int_0^{N_p} \frac{\delta e_{yn}}{\varepsilon^2} dN = 1, \tag{7}$$

$$\int_0^{N_p} \frac{\delta e_{yn}}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN = 1, \tag{8}$$

где $e_{yn} = \delta + e_y$, e_y - упругая деформация в полуцикле растяжения.

При жестком нагружении можно принять, что δ = const и e_{yn} = const, и тогда зависимость (7) может быть записана в виде:

$$\delta e_{yn} N_p = \varepsilon^2 \quad \text{или} \quad \frac{\delta e_{yn}}{\varepsilon^2} N_p = 1. \tag{9}$$

Обработка экспериментальных данных в соответствии с зависимостями (7) и (8) показала, что вклад каждой из составляющих зависит от уровня нагрузки (долговечности): при малом числе циклов до разрушения повреждающей является преимущественно квазистатическая составляющая, при больших долговечностях - упругая. Критерии (7) и (8) описывают кинетику накопления повреждений, предельным случаем которого является появление макротрещины.

Критерии (7) и (8)) являются кинетическими критериями, позволяющими определять повреждения на любой стадии нагружения.

Исследованиями показано, что существует единое правило суммирования повреждений при циклическом нагружении на основе предложенного кинетического критерия. При этом условия нагружения влияют на характеристики сопротивления деформированию, входящие в зависимости (7) и (8), но не изменяют правило (закон) суммирования повреждений в соответствии с этими критериями, в том числе и при программном нагружении (двухчастотное, ступенчатое, с перегрузками, с временными выдержками в полуциклах нагружения и т.д.).

Критерии (7) и (8) описывают кинетику накопления повреждений, предельным случаем которого является появление макротрещины.

Развитие описанных выше представлений на стадию развития трещины позволило получить критерий живучести материала (конструкции) в виде:

$$\int_0^{Np} \frac{\nu_{yn}\nu_p}{\nu_c^2} dN + \int_0^{Np} \frac{\Delta\nu}{\nu_c} dN = 1, \tag{10}$$

где $\nu_p, \nu_y, \nu_{yn}, \Delta\nu$ - пластическое (остаточное обратимое), упругое и упругопластическое (обратимое) перемещение берегов трещины в полуцикле растяжения и односторонне

накопленное раскрытие трещины в цикле соответственно, v_c - предельное раскрытие трещины при однократном разрушении образца с трещиной.

В случае, когда не происходит накопления раскрытия трещины (жесткое нагружение), второй член в зависимости (10) равен нулю, и для жесткого нагружения имеем:

$$\int_0^{Np} \frac{v_{yn} v_p}{v^2_c} dN = 1. \qquad (11)$$

Для оценки повреждающего вклада отдельных составляющих по перемещению берегов трещины критерий (10) можно переписать в виде

$$\int_0^{N_p} \frac{v_p^2}{v_c^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{\Delta v_p}{v_c} dN + \int_0^{N_p} \frac{v_y v_p}{v_c^2} dN = 1, \qquad (12)$$

где v_p и v'_p - остаточные перемещения берегов трещины в начале координат (x = 0) соответственно в полуцикле растяжения и сжатия; v_y – амплитуда упругого перемещения берегов трещины; Δv_p – односторонне накопленное в полуцикле растяжения перемещение краев трещины x = 0; v – упругопластическое перемещение берегов трещины в полуцикле растяжения; v_c – предельное (критическое) остаточное перемещение берегов трещины при однократном статическом разрыве образца с трещиной.

Если нагружение осуществляется с заданным перемещением берегов трещины в цикле, то (12) преобразуется к виду

$$v_p v N_p = const = v_c^2. \qquad (13)$$

Поцикловое накопление повреждений в соответствии с зависимостью (11) можно записать в следующем виде:

для жесткого режима нагружения (с заданным перемещением берегов трещины)

$$\eta = \int_0^N \frac{v_{yn} v_p}{v_c^2} dN, \qquad (14)$$

при мягком нагружении (с заданной амплитудой нагрузки)

$$\eta = \int_0^N \frac{v_{yn} v_p}{v_c^2} dN + \int_0^N \frac{\Delta v}{v_c} dN. \qquad (15)$$

Роль отдельных составляющих зависимости (12) зависит от уровня нагрузки (долговечности) и асимметрии цикла. При высоких температурах интенсивность накопления повреждений зависит также от формы цикла нагружения.

Существование единого критерия усталостного разрушения позволяет предположить, что для всех конструкционных материалов существует и единая кривая усталости.

Действительно, если в зависимости (7) и (8) ввести соответственно для жесткого и мягкого нагружения следующие обозначения:

$$\alpha_e = \frac{\sqrt{\delta e_{yn}}}{\varepsilon}, \qquad \alpha_p = \frac{\sqrt{\delta e_{yn} + \Delta\varepsilon \cdot \varepsilon}}{\varepsilon}, \qquad (16)$$

то критерии (12) и (13) могут быть переписаны в виде:

$$\alpha_e^2 \cdot N_p = 1, \qquad \alpha_p^2 \cdot N_p = 1, \qquad (17)$$

где α_p определяется по средним значениям δ и $\Delta\varepsilon$.

Экспериментальная проверка зависимостей (7) и (8) подтвердила существование единой (обобщенной) кривой усталости для малоциклового и многоциклового нагружения (рис.6).

Если по аналогии с предыдущим введем обозначения

$$\alpha_{me} = \frac{\sqrt{v_{yn} v_p}}{v_c}, \qquad \alpha_{mp} = \frac{\sqrt{(v_{yn} v_p + \Delta v \cdot v_c)}}{v_c}, \qquad (18)$$

то критерии (24) и (25) получат следующий вид:

$$\alpha_{mc}^{\ 2} \cdot N_p = 1, \qquad \alpha_{mp}^{\ 2} \cdot N_p = 1, \tag{19}$$

т.е. предельные случаи накопления повреждений и условия разрушения подчиняются тому же закону, что и на стадии образования трещины, с той лишь разницей, что для каждой из стадий разрушения присущи свои деформационные характеристики.

Экспериментальная проверка критерия (10) подтвердила его справедливость (светлые точки на кривой, рис.2).

Единая (обобщенная) кривая усталости является единой:

- для всех металлических конструкционных материалов;
- для малоцикловой и многоцикловой усталости (т.е. для всего диапазона долговечностей);
- для стадий образования и развития трещин;
- для любых видов нагружения (циклические растяжение-сжатие, кручение, изгиб);
- для любых положительных температур испытания;
- для любых частот нагружения;
- для любых асимметрий циклов нагружения;
- для жесткого нагружения (нагружение с заданным перемещением) и для мягкого нагружения (нагружение с заданной нагрузкой в цикле; при этом параметры кривой принимаются в осредненных значениях).

Таким образом, существование единой кривой усталости материалов (рис.2) во всем диапазоне долговечностей (малоцикловая и многоцикловая усталость), независимой от типа материала, его структурного состояния (термообработки), вида нагружения (одночастотное, двухчастотное, асимметричное, с временными выдержками, программное) и условий (температура, частота) нагружения формулирует новые подходы к испытаниям материалов на усталость, получению деформационных характеристик, к методам расчета на циклическую прочность, правилам выбора материала при конструировании, созданию средств испытательной и измерительной техники, к объему и характеру справочных данных, к условиям оптимизации свойств конструкционных материалов и их видов термообработки.

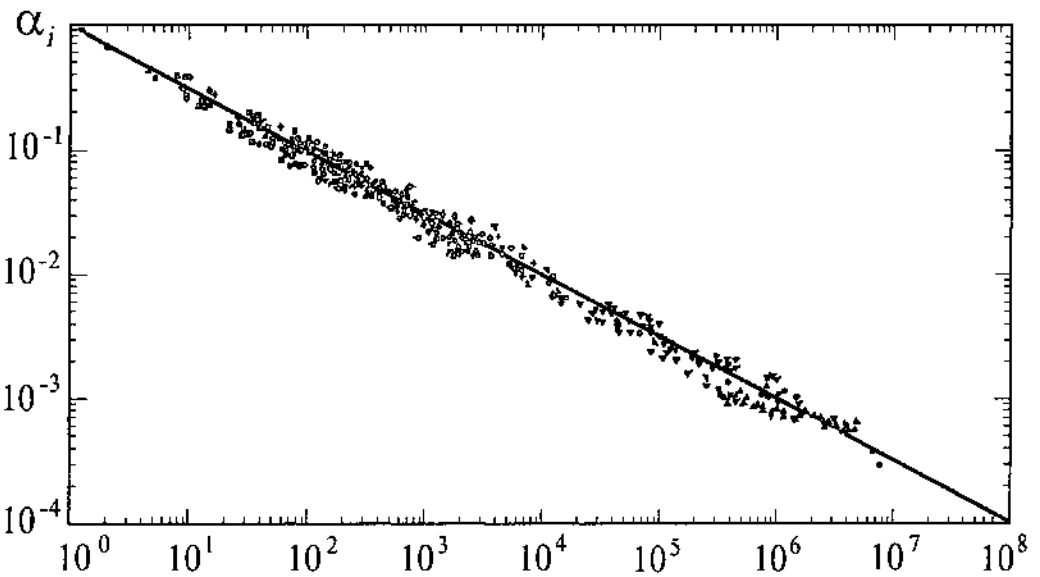


Рис. 2. Единая (обобщенная) кривая усталости конструкционных материалов.

УДК 621.539.43.001.24

КИНЕТИКА ЛОКАЛЬНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ И ПОВРЕЖДЕНИЙ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

THE KINETICS OF LOCAL STRAINS AND DEFECTS OF STRUCTURAL MATERIALS UNDER CYCLIC LOADING

А.Н.Романов, Н.И.Филимонова
(Институт машиноведения РАН, E-mail: alrom37@mail.ru)

Исследована деформационная и структурная неоднородность поликристаллических материалов (сталей) в различном структурном состоянии при циклическом упругопластическом нагружении. Показана возможность описания деформационной неоднородности через параметры статистического распределения значений микротвердости.

The deformation and structural heterogeneity of polycrystalline materials (steels) in different structural state with the cyclic elastic-plastic load is investigated. The possibility of describing the deformation heterogeneity through the parameters of the statistical distribution of the values of microhardness is shown.

Структурная неоднородность конструкционных металлических материалов обкуславливает деформационную неоднороднось при циклическом упругопластическом деформировании с образованием на определенных стадиях рассредоточенного трещинообразования.

Ранее была исследована неоднородность деформаций в однофазном материале (сталь Х18Н10Т) и в двухфазной стали (ТС) была показана возможность определение деформационной неоднородности оценивать по параметрам структурной неоднородности (микротвердости).

В настоящей работе выполнено исследование особенностей развития деформаций в локальных участках рабочей базы образцов на двухфазной стали 45, в которой феррит и цементит находятся частично в связанном состоянии, образуя структуру, состоящую из перлита и феррита.

Средние значения деформаций (циклических и односторонне накопленных), полученные суммированием по отдельным участкам, равными 30, 100 и 200 мкм.

Коэффициенты неоднородности циклической пластической деформации $K_{\mu\varepsilon_p}$ и односторонне накопленной пластической деформации $K_{\mu\varepsilon}$, определяемые в виде

$$K_{\mu\varepsilon_p} = \varepsilon_{pk} / \varepsilon_{pm} \quad \text{и} \quad K_{\mu\varepsilon} = \varepsilon_k / \varepsilon_m , \qquad (1)$$

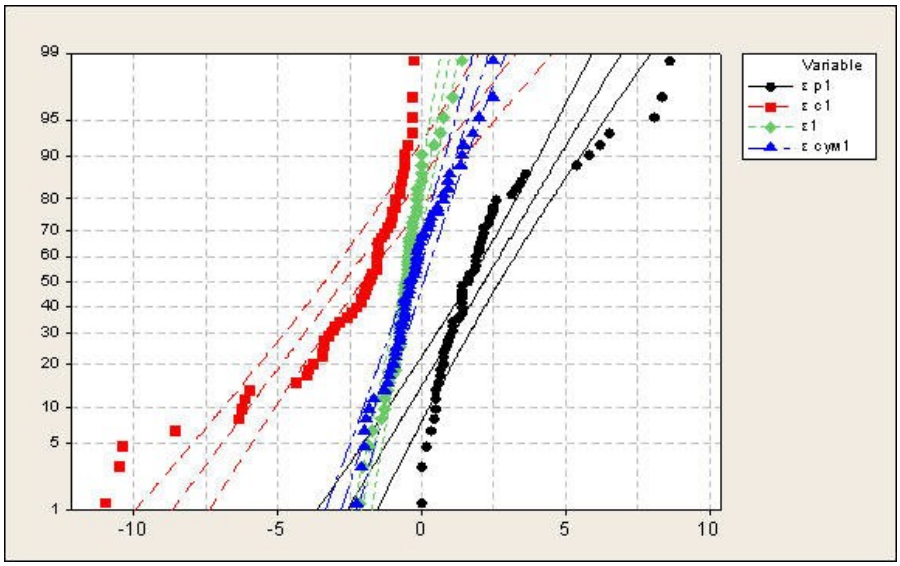
где ε_k – местная пластическая деформация в цикле; ε_{pm} – средняя величина ширины петли гистерезиса в цикле, измеренная на всей рабочей базе; ε_k – местная односторонне накопленная деформация в рассматриваемом цикле нагружения; ε_m - средняя односторонне накопленная к данному циклу деформация на большой базе измерения.

Следует полагать, что в многофазных сталях или сплавах неоднородность микродеформаций будет локализоваться в наименее прочной фазе, и накопление повреждений будет происходить преимущественно в этих зонах, и для них должны оцениваться коэффициенты неоднородности деформаций.

Статистическая обработка местных деформаций, локальных значений микротвердости и локальных повреждений проводилась на соответствие нормальному закону распределения

На рис.1 представлено статистическое распределение локальных деформаций в стали 45 в полуциклах растяжения после нагружения в полуциклах растяжения. Статистическое распределение локальных деформаций подобно распределению характеристикам структурной неоднородности, оцениваемой статистическими параметрами значений микротвердости (рис. 2).

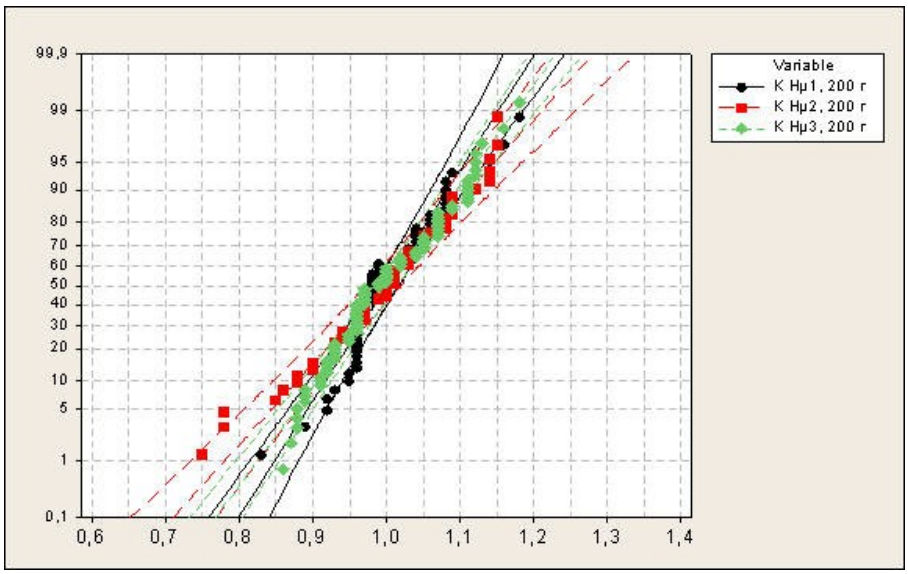
P, %



ε

Рис. 1. Статистическое распределение локальных деформаций ст.45 в первом цикле нагружения: полуцикл растяжения (ε_{p1}), полуцикл сжатия (ε_{c1}), накопленная деформация в полуцикле (ε_1) и цикле ($\varepsilon_{сум1}$).

P, %



$K_{H\mu}$

Рис.2. Распределение коэффициентов неоднородности микротвердости сталей ТС (1), стали 45 (2) и Х18Н10Т (3) в исходном состоянии.

Развитие деформационной неоднородности с ростом числа циклов нагружения приводит к накоплению повреждений в локальных зонах и возникновению в них предельных состояний (образование микротрещин).

Для описания уровня накопленных повреждений η при циклическом упругопластическом деформировании использовался деформационно-кинетический критерий в виде:

Для описания уровня накопленных повреждений η при циклическом упругопластическом деформировании использовался единый деформационно-кинетический критерий:

$$\int_0^{Np} \frac{\delta^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{Np} \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} dN = 1, \qquad (2)$$

где δ - пластическая деформация (ширина петли гистерезиса) в полуцикле растяжения, Δε - односторонне накопленная деформация в рассматриваемом цикле, ε - пластичность материала при однократном разрушении образца, обуславливающая несущую способность материала, *Np* - число циклов до разрушения.

С учетом неоднородности пластической деформации в циклах нагружения условие разрушения (появление микротрещин в локальных участках при $N_p < 10^5$ циклов), когда повреждение от упругой деформации невелико, может быть записано следующим образом:

$$\int_0^{N_p} \frac{(K_{\mu\delta}\delta_k)^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{K_{\mu\varepsilon}\varepsilon_k}{\varepsilon} dN = 1, \qquad (3)$$

где $K_{\mu\delta}$ и $K_{\mu\varepsilon}$ - коэффициенты неоднородности циклической и односторонне накопленной деформаций.

Первый член в зависимостях (2) и (3) определяет усталостное повреждение, второй – квазистатическое.

Наличие деформационной неоднородности при малоцикловом нагружении приводит к неравномерному накоплению повреждений в отдельных участках рабочей базы образца. В результате в местах максимальных деформаций наблюдается более раннее возникновение предельных состояний с образованием микротрещин.

Неоднородность накопления повреждений в стали 45, подобно неоднородности деформаций представлена на рис.3.

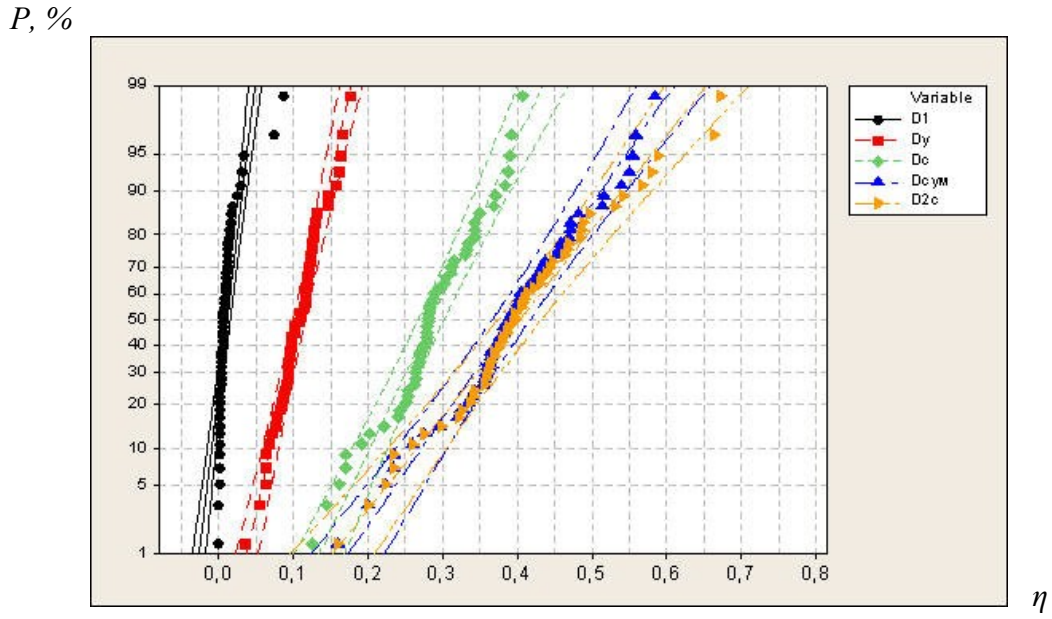


Рис. 3. Статистическое распределение повреждений в локальных зонах в стали 45 в первом цикле, усталостного повреждения, статического, суммарного во втором цикле и суммарного повреждения в двух циклах.

Как видно из рис.3, подобно распределению локальных деформаций, в начале нагружения (первый полуцикл) остаются для стали 45 неповрежденными отдельные зоны, и вместе с тем имеются зоны с высокой деформацией. Характер распределения повреждений

во всех циклах нагружения остается одинаковым и сосредоточен в ферритной составляющей. При этом очаги неоднородности закрепляются и сохраняются во всех циклах нагружения.

Двухфазная сталь 45 претерпевает наибольшее повреждение в зонах феррита, которые и являются слабыми звеньями, по которым и следует рассчитывать неоднородность накопления повреждений при оценке предельных состояний (образование микро-и макротрещин).

Таким образом, проведенные исследования показали, что характер развития деформационных процессов и в соответствии с ними и характер накопления повреждений определяется структурным состоянием деформируемого материала и его фазовым составом.

Как было отмечено ранее, в зонах с высокими локальными деформациями с ростом числа циклов нагружения образуются микротрещины и к моменту образования магистральной трещины поверхность материала покрывается многочисленными микротрещинами (рассредоточенное трещинообразование). В однофазных материалах микротрещины сравнительно равномерно покрывают нагружаемые поверхности (рис.4).

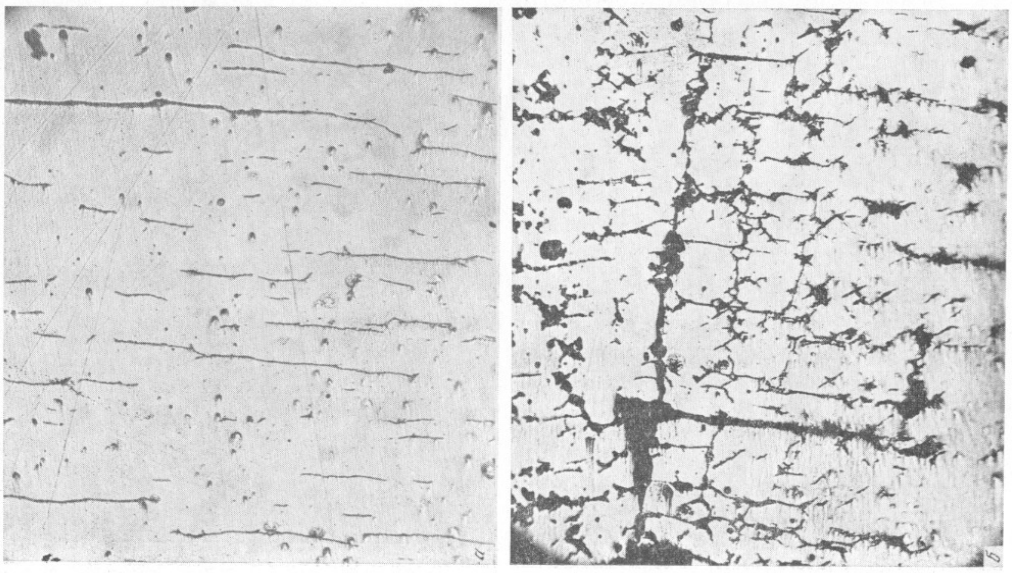
а)  б)

Рис. 4 . Характер образования микротрещин при малоцикловом нагружении: а – при растяжении-сжатии, б – при кручении.

В двухфазных материалах таких, как сталь 45, микротрещины образуются преимущественно в ферритных зонах. В процессе технологической обработки, например, прокатки, ферритные и перлитные зоны приобретают форму полос, и микротрещиы, располагаясь в этих зонах, имеют протяженный вид, как это показано на рис.5.

Наряду с неоднородностью повреждений, вызванной структурным состоянием материала, источниками повреждений (образование микротрещин) могут быть различного рода включения, например неметаллические. В тех случаях, когда включение имеет с матрицей когерентную связь, оно может стать препятствием на пути развития микротрещины, как это показано на рис.6.

При достижении микротрещинами определенных размеров и плотности путем слияния и взаимодействия образуется магистральная трещина, развитие которой в поврежденном материала протекает ускоренными темпами.

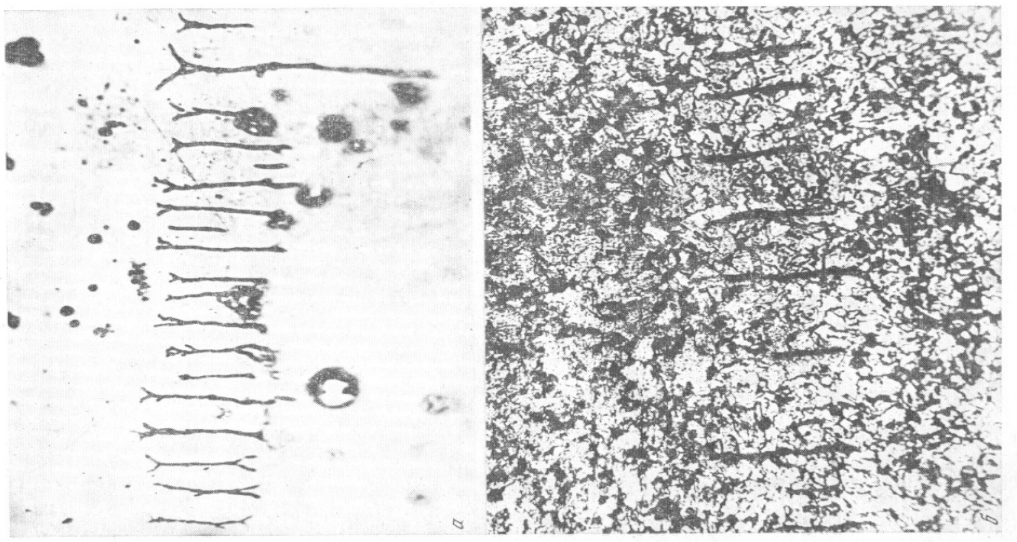


Рис.5. Образование микротрещин малоцикловой усталости стали в ферритной зоне.



Рис.6. Образование и торможение микротрещин у включений в стали при упругопластическом циклическом кручении.

УДК 621.539.43.001.24

МИКРОСТРУКТУРНЫЕ ОСОБЕННОСТИ РАЗВИТИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ УСТАЛОСТИ В ШИРОКОМ ДИАПАЗОНЕ ТЕМПЕРАТУР

MICROSTRUCTURAL FEATURES OF THE STRAIN DEVELOPMENT UNDER THE WIDE TEMPERATURE RANGE FATIQUE

А.Н.Романов, Н.И.Филимонова
(Институт машиноведения РАН, E-mail: alrom37@mail.ru)

Рассмотрены основные типы микрорельефов, образующихся в железе при циклическом нагружении в интервале температур транскристаллитного разрушения.

Considered are the main types of microstructural produced in glands under cyclic loading in the big interval of temperatures fracture.

При циклическом упругопластическом деформировании поли-кристаллических металлических материалов вследствие их структурной неоднородности, обусловленной различными прочностными свойствами отдельных зерен и целых макро- и микрозон, а также ориентацией зерен, условиями проведения испытаний и технологической обработкой материала происходит неоднородное развитие деформаций поликристалла. Практически независимо от вида нагружения для одного и того же материала характер неоднородности деформации и при статическом и циклическим нагружении сохраняется. При этом характер неоднородности определяется уровнем нагрузки, температурой проведения испытаний и структурным состоянием материала.

При циклическом нагружении характер развития деформационных процессов зависит от уровня нагрузки и условий проведения испытаний. В условиях комнатных и повышенных температур наблюдается внутризеренное образование следов скольжения (рис.1), при высоких температурах деформационные процессы сосредотачиваются по границам зерен.

При циклическом нагружении смена знака нагрузки способствует протеканию экструзионно-интрузионных процессов с ростом числа циклов нагружения. Возможный механизм развития экструзионно-интрузионных процессов представлен на рис.2.

Локализация пластической деформации и ее закрепление в отдельных зонах сопровождается накоплением повреждений в указанных зонах с образованием в предельном случае многочисленных рассредоточенных микротрещин. Рассредоточенное трещинообразование предшествует образованию и последующему развитию магистральной трещины (рис.3).

Развитие магистральной трещины протекает скачкообразно. Скачкообразность распространения макротрещины связана, с одной стороны, с необходимостью накопления предельного значения повреждения в вершине растущей трещины, обусловленного циклической деформацией, и препятствиями в виде границ зерен (рис.3). Как следует из рис.3, в момент торможения трещины образуются в процессе нагружения следы скольжения в соседних с устьем трещины зонах. Структурная неоднородность, обусловленная технологической обработкой (например, прокаткой стали), сопровождающейся образованием полосчатости (чередованием ферритных и перлитных зон), предопределяет локализацию деформационных процессов и образование микротрещин в участках, обедненных перлитом.

В зависимости от условий циклического нагружения на поверхности образца в результате протекающих деформационных процессов возникают различного рода микрорельефы.

Все виды наблюдавшихся микрорельефов могут быть разделены на две группы. К первой группе отнесены микрорельефы, возникающие в теле зерен, а во вторую группу – развивающиеся на границах зерен и в приграничных участках.

При температурах от 20 до 400^0С процессы протекают внутри зерен. Последние, разрастаясь под действием циклической нагрузки, приводят к окончательному разрушению образца. Третий температурный интервал (в диапазоне от 400 до 500^0С) характерен смешанным типом разрушения (протекающим как по телу, так и по границам зерен).

На рис.4, а-з приведены основные типы микрорельефов первой группы.

Микрорельефы, показанные на рис.4,а-г, иллюстрируют картину микростроения, наблюдавшуюся на поверхности образцов при испытании в первом температурном интервале. Сдвиговые микрорельефы (рис.4,а-г) характеризуются отличием типов следов скольжения, вид которых зависит от условий нагружения, свойств материала образца и его исходного состояния. Сами следы скольжения обладают сложным субмикроскопическим строением, связанным со скоплением в них образующихся во время деформации дефектов и с протеканием, при определенных условиях, экструзионно-интрузионных процессов, активизируемых действием высокотемпературного нагрева.

При нагружении образцов технического железа в первом температурном интервале, когда наблюдается транскристаллитный тип разрушения, образуются хорошо различимые в световом микроскопе следы скольжения. Нами было установлено, что при высоких температурах однородность тонкого скольжения при приближении к границам зерен в значительной мере нарушается. Это может быть обусловлено большей концентрацией дефектов у границ зерен, способствующих интенсификации протекания деформации в различных направлениях.

Первый и второй типы микрорельефов связаны с появлением одинарного и множественного однородного скольжения (рис.4,а,б). Эти виды микрорельефов отражают протекание в объеме зерен трансляционного скольжения, сказывающегося в смещении одних областей кристаллита относительно других, без изменения формы и характеризуются неизменными кристаллографическими параметрами скольжения (плоскостью и направлением). Они обычно проявляются в виде четких прямолинейных следов на поверхности образца.

Образовавшиеся в процессе циклического нагружения полосы однородного скольжения могут переходить из одного зерна в другое. В случае благоприятного расположения соседних зерен (при малой степени их разориентировки) полосы скольжения легко переходят из одного зерна в другое без нарушения общего характера скольжения.

На рис.4,б представлена схема множественного однородного скольжения, при протекании которого сдвиг происходит последовательно по отдельным плоскостям. Как видно из рис.4,б, сначала сдвиг протекает по одной системе скольжения, а затем в процессе дальнейшего испытания на поверхности образцов технического железа образуется вторая система скольжения. Следует отметить, что при определенных условиях в одном и том же зерне может возникнуть большее число систем скольжения, чем изображенное на схеме рис.4,б.

При неблагоприятной ориентации соседних зерен переход полос скольжения из одного зерна в другое затруднен и сопровождается сильным искажением полос (рис.4,в). При этом переход через границу происходит по немногочисленным полосам сброса, которые в соседнем зерне разветвляются на ряд новых полос скольжения. Характер образования последних зависит от ориентации данного зерна по отношению к соседнему и направлению действия прикладываемой к образцу внешней нагрузки.

Третий и четвертый типы микрорельефов (рис.4,в,г) иллюстрируют деформационную картину, вызываемую протеканием одинарного и множественного неоднородного

скольжения в зернах. Такой вид микрорельефов может быть связан со сравнительно легким переходом скольжения с одних на другие участки зерен, как это иллюстрирует восьмой тип микрорельефа (рис.4,з), наблюдается тонкое скольжение. Микрофотографии на рис. 4,д,е иллюстрируют протекание интрузионно-экструзионных процессов при циклическом нагружении.

Приведенные выше классификационные схемы являются наиболее представительными и не исчерпывают весьма многообразных и сложных деформационных микрорельефов, развивающихся преимущественно в металлах и сплавах с ОЦК-решеткой при испытании их на усталость.

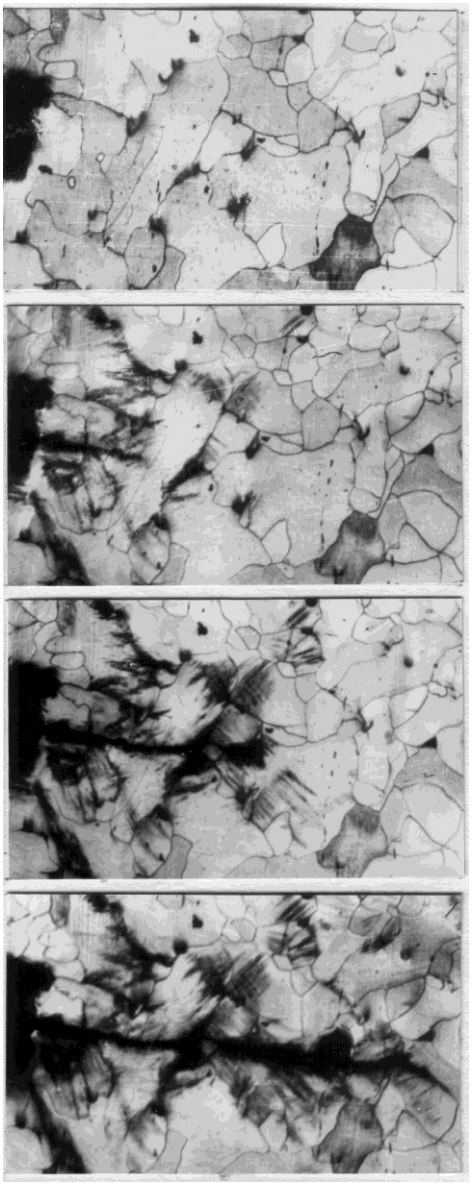


Рис.1. Развитие трещины усталости от надреза образца при комнатной температур е в техническом железе на разных стадиях нагружения.

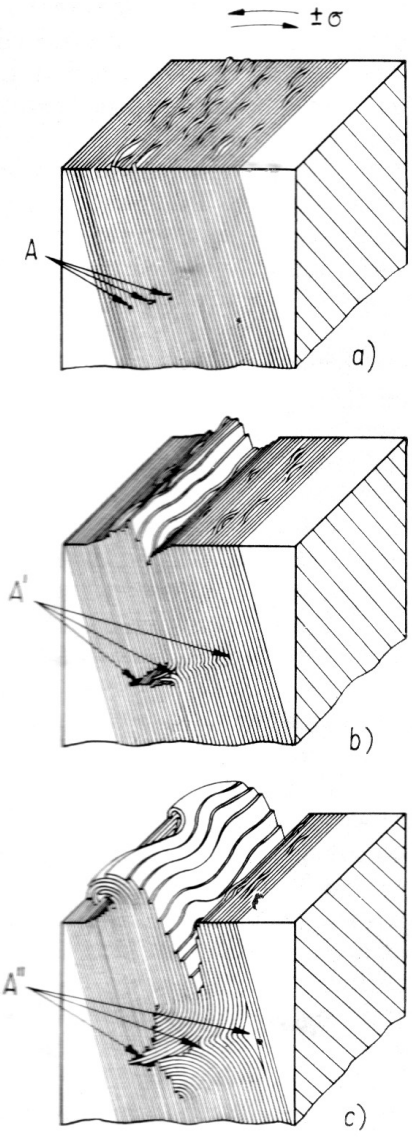


Рис.2. Схема развития экструзионно-интрузионных процессов при циклическом нагружении.



Рис.3. Характер образования следов скольжения при торможении трещины у границы зерен в техническом железе при усталостном нагружении.

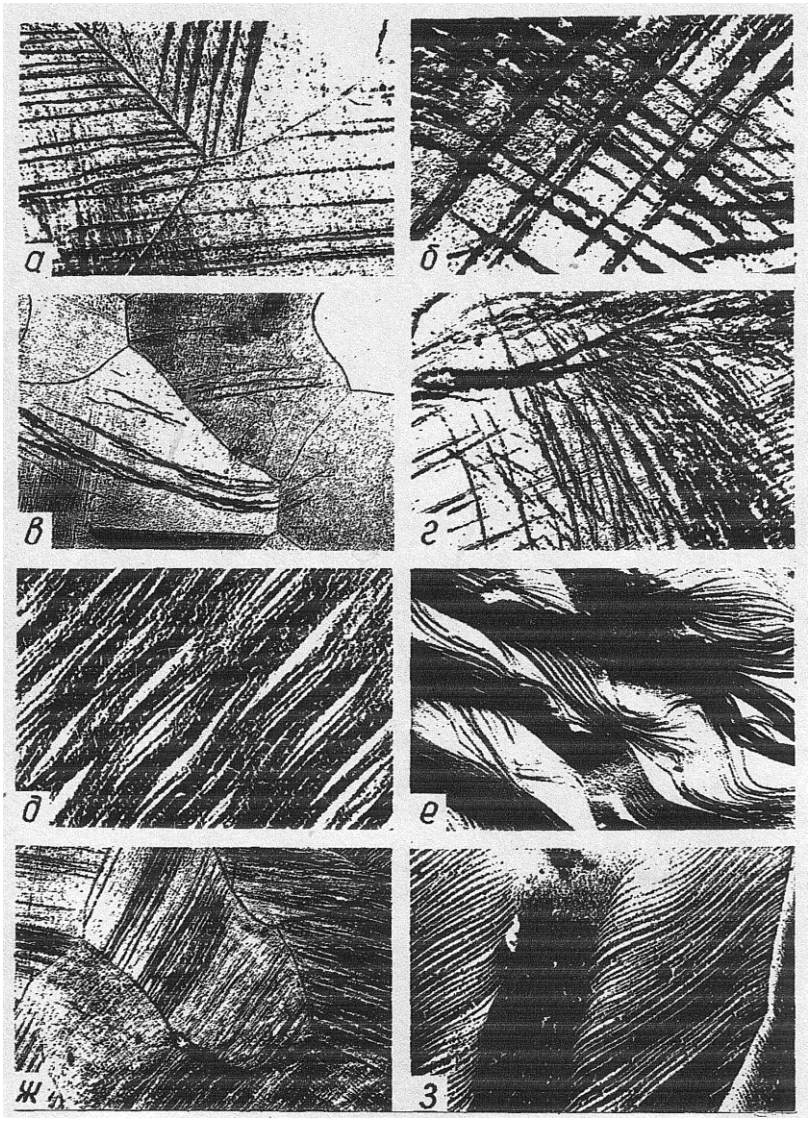


Рис.4. Микрофотографии, полученные с образцов технического железа после испытания на усталость и иллюстрирующие схемы рельефов первой группы.

УДК 621:658.51.011.56(075.8)

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ВЫБОР СТАНКОВ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

AUTOMATED CHOICE OF MACHINES IN THE DESIGN OF TECHNOLOGICAL PROCESSES OF MANUFACTURING OF DETAILS

Сахаров А.В., аспирант
(ФГБОУ ВПО «МГИУ», Москва, Россия)

Проанализированы существующие методы выбора станков при проектировании технологических процессов изготовления деталей и показаны их недостатки. Предлагается для автоматизации выбора станков воспользоваться принципами модульной технологии.

Ключевые слова: *выбор станков, технологические возможности, модуль поверхностей, формализация, база данных, автоматизация.*

Existing methods of a choice of machines are analysed at design of technological processes of manufacturing of details and their shortcomings are shown. It is offered to use for automation of a choice of machines principles of modular technology.

Keywords: *selection of machines, technological possibilities, module of surfaces, formalization, database, automation.*

Важным этапом проектирования технологического процесса (ТП) изготовления детали является выбор станка для осуществления технологической операции. Исходными данными при этом являются перечень изготавливаемых поверхностей, их характеристики и расположение относительно технологических баз (ТБ) заготовки.

Традиционно выбор станков осуществляют по следующим критериям:

- соответствие рабочей зоны станка габаритным размерам заготовки;
- возможность обеспечить требуемую точность обработки;
- соответствие мощности, жесткости и кинематических возможностей станка наилучшим режимам обработки;
- соответствие производительности станка заданной программе выпуска деталей.

При этом руководствуются служебным назначением станка и его техническими характеристиками.

Как показало проведенное исследование [1], в служебном назначении и технических характеристиках станков отсутствует или представлена неполно информация об их технологических возможностях (ТВ), под которыми понимается перечень изготавливаемых на станке поверхностей и их характеристики (размеры, точность, шероховатость). В результате точность выбора станка будет зависеть от опыта технолога и его знаний о возможностях конкретного оборудования, т.е. от субъективного фактора. К тому же на поиск подходящего станка может быть затрачено много времени.

Повысить точность выбора станка и снизить затраты времени можно путем автоматизации этой процедуры в САПР ТП. Однако как показал анализ, на сегодняшний день в существующих САПР ТП процедура выбора станков не автоматизирована. В них, как правило, содержится база данных имеющегося станочного оборудования, представляющая собой перечень моделей станков с техническими характеристиками. Технолог при проектировании ТП в режиме диалога с системой должен выбрать требуемый станок, основываясь, как и при ручном проектировании, личным опытом и

знанием возможностей конкретного станка. При этом также возможны ошибки, когда выбранный станок не обеспечивает заданных технологических требований.

В связи с этим задача по автоматизации выбора станков при проектировании ТП изготовления детали становится актуальной.

Автоматизация выбора станка затруднена тем, что данный этап проектирования ТП неформализован, поскольку отсутствуют четкие правила, по которым следует выбирать станок. Это связано с недостатками описания ТВ универсальных и многоцелевых станков с ЧПУ, которые в настоящее время получили широкое распространение на машиностроительных предприятиях.

В результате для выбора станка не могут быть использованы такие важные критерии как возможность изготовления на станке требуемых поверхностей и возможность получения на станке требуемых характеристик изготавливаемых поверхностей.

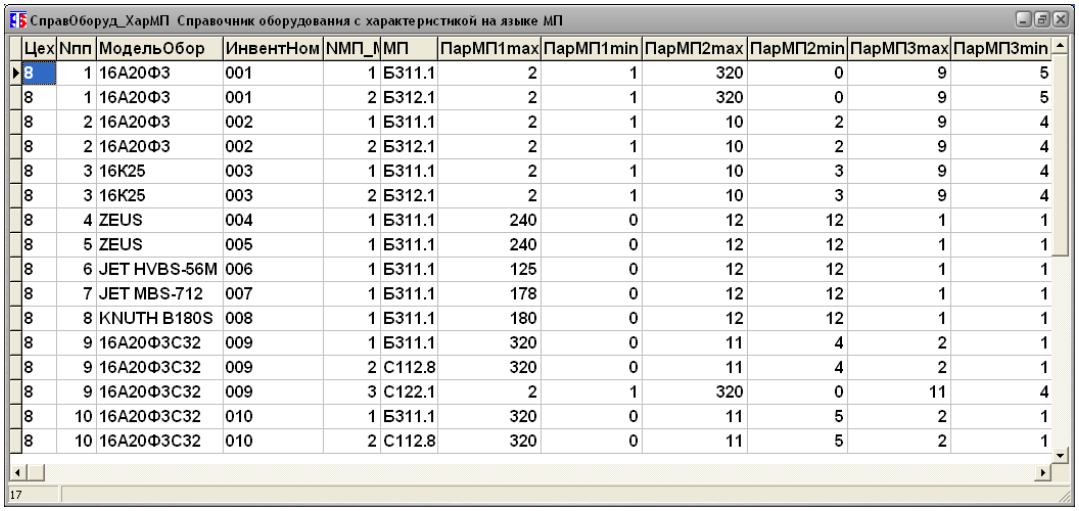
Решением данной проблемы может стать определение ТВ станка на модульном уровне [2]. По специальной методике определяется перечень модулей поверхностей (МП), которые можно изготовить на станке и диапазоны значений их характеристик (размеры, точность, шероховатость). МП – это сочетания поверхностей совместно выполняющих служебную функцию детали. Главным достоинством МП является ограниченное множество, что подтверждает классификация МП, состоящая из 26 наименований базирующих, рабочих и связующих МП.

Определив ТВ каждого станка можно создать базу данных ТВ всего станочного парка предприятия по изготовлению МП и перейти к автоматизации процедуры выбора станка.

Согласно принципам модульной технологии на операции модульного технологического процесса изготавливаются не отдельные поверхности, а один или несколько МП. Поэтому первым критерием выбора станка будет возможность изготовления на станке всех МП операции с заданным расположением относительно ТБ заготовки. Вторым критерием является возможность обеспечить на станке требуемые характеристики МП: размеры, точность и шероховатость.

В результате система должна сформировать группу станков, способных изготовить все МП операции и обеспечить требуемые характеристики МП.

Такой подход был реализован в САПР «Темп». Была создана база данных ТВ станков на модульном уровне, оформленная в виде справочника характеристик изготавливаемых МП по каждой группе станков. На рис.1 представлен фрагмент таблицы с перечнем МП и их параметрами, которые могут быть получены на токарных и ленточнопильных станках.


СправОборуд_ХарМП Справочник оборудования с характеристикой на языке МП

Цех	Nпп	МодельОбор	ИнвентНом	NМП_М	МП	ПарМП1max	ПарМП1min	ПарМП2max	ПарМП2min	ПарМП3max	ПарМП3min
8	1	16А20Ф3	001	1	Б311.1	2	1	320	0	9	5
8	1	16А20Ф3	001	2	Б312.1	2	1	320	0	9	5
8	2	16А20Ф3	002	1	Б311.1	2	1	10	2	9	4
8	2	16А20Ф3	002	2	Б312.1	2	1	10	2	9	4
8	3	16К25	003	1	Б311.1	2	1	10	3	9	4
8	3	16К25	003	2	Б312.1	2	1	10	3	9	4
8	4	ZEUS	004	1	Б311.1	240	0	12	12	1	1
8	5	ZEUS	005	1	Б311.1	240	0	12	12	1	1
8	6	JET HVBS-56M	006	1	Б311.1	125	0	12	12	1	1
8	7	JET MBS-712	007	1	Б311.1	178	0	12	12	1	1
8	8	KNUTH B180S	008	1	Б311.1	180	0	12	12	1	1
8	9	16А20Ф3С32	009	1	Б311.1	320	0	11	4	2	1
8	9	16А20Ф3С32	009	2	С112.8	320	0	11	4	2	1
8	9	16А20Ф3С32	009	3	С122.1	2	1	320	0	11	4
8	10	16А20Ф3С32	010	1	Б311.1	320	0	11	5	2	1
8	10	16А20Ф3С32	010	2	С112.8	320	0	11	5	2	1

17

Рис.1. Справочник характеристик станков на уровне МП

Параметрами МП являются размеры, требования к точности и шероховатости. В качестве примера в таблице 1 приведены параметры, характеризующие МП Б311 и МП Б312.

Таблица 1.

Справочник параметров МП

Код МП	Пар1	Пар2	Пар3	Пар4
Б311	L/D	D	ITD	Ra
Б312	L/D	D	ITD	Ra

Был разработан алгоритм поиска станков, согласно которому вначале происходит сравнение кодов МП, подлежащих изготовлению на операции с кодами МП, содержащимися в справочнике характеристик станка. Если коды МП операции совпадают с кодами МП в характеристиках станка, то происходит переход ко второму этапу – сравнению требуемых значений параметров каждого МП операции с диапазонами значений этих параметров в справочнике характеристик МП рассматриваемого станка. При положительном результате станок добавляется в группу.

В результате система формирует группу станков, способных изготовить все МП операции. Ниже приведен результат автоматического формирования группы станков для пило-отрезной операции ТП изготовления гайки в САПР «Темп».

Mach_id	Mach_Inv_N	Mach_Model
101	004	ZEUS
101	005	ZEUS
101	006	JET HVBS-56M
101	007	JET MBS-712
101	008	KNUTH B180S

Рис.2. Результат автоматического формирования группы станков

После этого, исходя из загрузки станков и их состояния, окончательно выбирают модель станка для осуществления заданной операции.

В итоге использование принципов модульной технологии позволило решить задачу по автоматизации выбора станка при проектировании ТП изготовления детали и тем самым повысить точность и снизить затраты времени технолога на эту процедуру.

Список литературы:

1. Базров Б.М., Сахаров А.В. Анализ формулировок служебного назначения и технических характеристик различных типов станков//Доклад на Третьей Всероссийской конференции молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», 22 – 25 сентября 2010 г.

2. Базров Б.М., Демин А.Б. Определение технологических возможностей станков // Вестник машиностроения. 2007. №3. с.47-50

УДК: 539.5

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НОВОГО МЕХАНИЧЕСКИ ЛЕГИРОВАННОГО НАНОСТРУКТУРНОГО СУПЕРСПЛАВА INCONEL MA758

PHYSICO-MECHANICAL PROPERTIES OF THE NEW MECHANICAL ALLOYED NANOSTRUCTURED SUPERALLOY INCONEL MA758

Ю.А. Семеренко[(а)], к. ф.-м. н., К.А. Ющенко[(б)], д. т. н., Е.Д. Табачникова[(а)], к. ф.-м. н., А.В. Подольский[(а)], к. ф.-м. н., Л.В. Скибина[(а)], к. ф.-м. н., С.Н. Смирнов[(а)], к. ф.-м. н., В.С. Савченко[(б)], д.т.н.

([(а)]ФТИНТ им. Б.И. Веркина НАНУ, Харьков,, [(б)]Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ, Киев, Украина)

В области температур 4.2-310 К впервые изучены механические и акустические свойства нового наноструктурного сплава Inconel MA758, полученного механическим легированием дисперсными наночастицами оксида иттрия Y_2O_3. Показано, что в интервале температур 4.2-310 К суперсплав Inconel MA758 обладает стабильной структурой и достаточно высокими показателями прочности и пластичности.

Ключевые слова: *суперсплав Inconel MA758, прочность, пластичность, акустическое поглощение, динамический модуль упругости.*

Mechanical and acoustical properties of the new nanostructured alloy Inconel MA758, produced by mechanical doping of disperse nanoparticles of yttrium oxide Y_2O_3, were studied for the first time in temperature range 4.2-300 K. It was shown that superalloy Inconel MA758 has a stable microstructure and rather high strength and plasticity at temperature 4.2-300 K.

Keywords: *superalloy Inconel MA758, strength, plasticity, acoustical absorption, dynamical elasticity modulus.*

Введение

Важной проблемой в разработке конструкционных материалов с повышенной прочностью и пластичностью является обеспечение их стабильности и однородности физико-механических свойств во всем интервале температур эксплуатации от криогенных и вплоть до предплавильных температур.

В настоящее время наиболее перспективным путем решения этой проблемы является упрочнение базового сплава дисперсными наночастицами тугоплавких оксидов. Такие материалы принято называть ODS (oxide dispersion strengthened) сплавами. Базой для ODS сплавов наиболее часто служат аустенитные суперсплавы на основе Ni, Cr и Fe. В качестве упрочняющих частиц, как правило, используют оксиды Al_2O_3, TiO_2, ThO_2, La_2O_3, BeO и Y_2O_3. ODS суперсплавы на основе оксида иттрия Y_2O_3 были разработаны в 90-х годах прошлого века. Их получают методом механического легирования, который включает следующие стадии: 1) совместное перемалывание в шаровых мельницах 5 мкм порошков исходных компонент суперсплава (см. рис.1а) с добавлением мелкодисперсных конгломератов (каждая из 1 мкм гранул состоит из большого количества 20-40 нм частиц) Y_2O_3 (см. рис.1б); 2) запайка дегазированного порошка в герметичный стальной контейнер; 3) компактирование экструзией; 4) горячая опрессовка; 5) зонная рекристаллизация [1, 2] (см. рис.2).

Одним из возможных направлений применения ODS суперсплавов с механическим легированием является их использование в качестве присадочного сварочного материала для сварки наноструктурированных сплавов. Основная идея такого применения основана

на отсутствии существенной деградации структуры и свойств ODS суперсплавов с механическим легированием в зоне сварного шва.

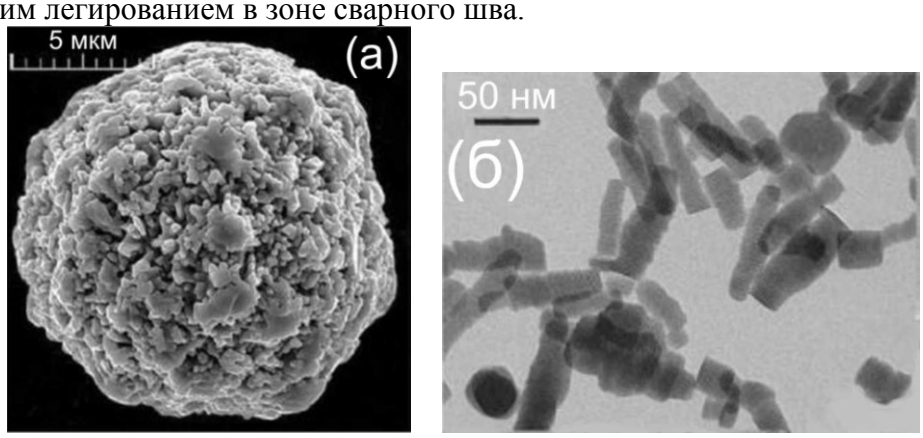


Рис. 1. Электронномикроскопические изображения порошков Ni (а) и Y_2O_3 (б).

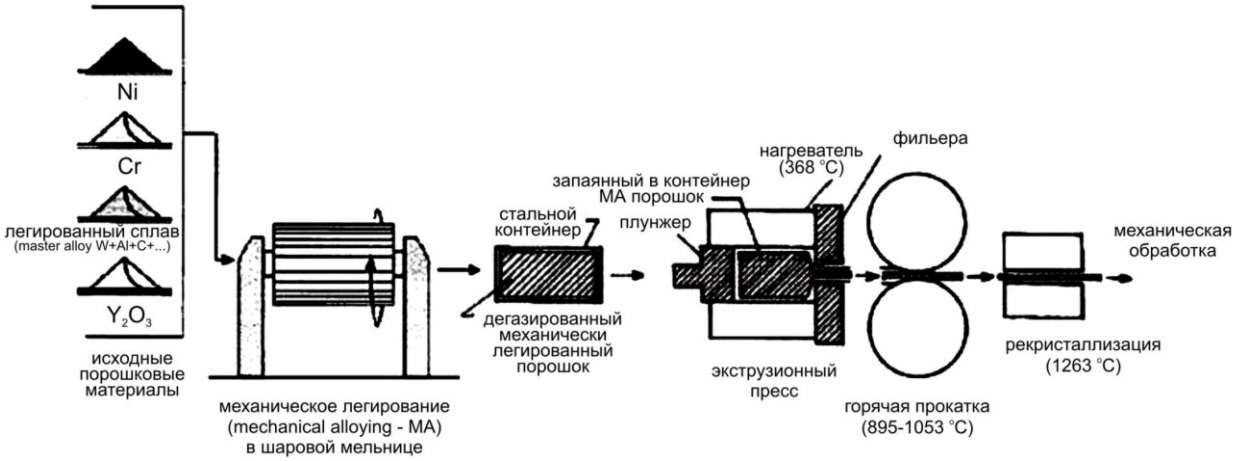


Рис. 2. Получение ODS суперсплава Inconel MA758 методом механического легирования.

Физико-механические свойства суперсплава Inconel MA758 при температурах выше комнатной были подробно изучены ранее [3-5]. Микроструктура суперсплава Inconel MA758 показана на рис.3.

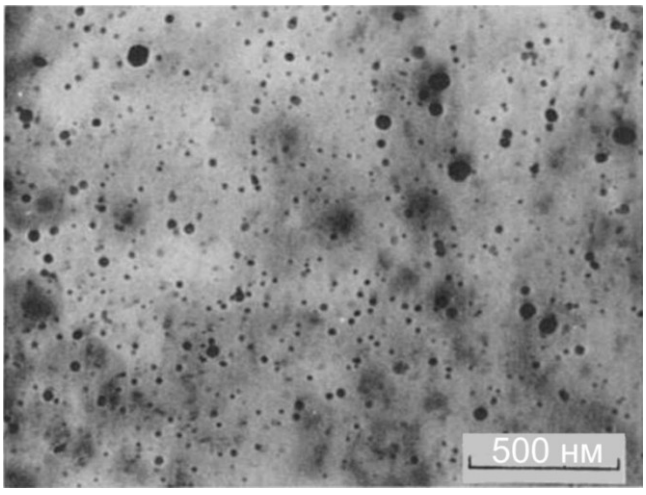


Рис. 3. Микроэлектронограмма рекристализованного суперсплава Inconel MA758.

В настоящей работе впервые в области температур 4.2-310 К изучены акустические и механические свойства нового суперсплава Inconel MA758 на основе системы никель-хром, полученного механическим легированием и упрочненного дисперсными наночастицами оксида иттрия Y_2O_3. Основная цель данной работы – получить экспериментальные данные о прочности и пластичности данного сплава в области низких температур.

Методика эксперимента, характеристики образцов

Фактический состав изученного образца суперсплава Inconel MA758 был определен методом рентгеноспектрального флуоресцентного анализа: Cr 29.5±0.4%, Fe 0.8±0.06%, Ni 62.7±0.4%, Cu 4.6±0.09%, Zn 2.03±0.07%, Y 0.5±0.03%.

Механические измерения выполнены путем одноосного сжатия при скорости относительной деформации $4.5 \cdot 10^{-4}$ c^{-1} при температурах 4.2, 77 и 300К. Образцы для механических испытаний имели форму прямоугольных призм с размерами 3.3×2.0×1.9 мм. Деформация проводилась на машине МРК-3 производства ФТИНТ НАНУ (жесткость машины $7 \cdot 10^6$ Н/м). В ходе экспериментов регистрировались зависимости нагрузка-время, которые потом пересчитывались в диаграммы "напряжение - пластическая деформация", из которых определялись условный предел текучести, максимально достигнутое напряжение и пластическая деформация. Напряжение рассчитывалось как отношение нагрузки к первоначальной площади поперечного сечения образца. Значение деформации определялось как отношение изменения длины образца, обусловленного пластической деформацией, к его первоначальной длине.

Акустические измерения выполнены методом механической резонансной спектроскопии на частоте 3.3 кГц в амплитудно-независимой области звуковой деформации ~ 10^{-7}. Изгибные колебания свободного образца возбуждались электростатическим методом. Акустические измерения проводились в отсутствие внешнего магнитного поля. Температура стабилизировалась с точностью <50 мК при помощи AsGa термометра в области температур 5-50 К и Cu-константановой термопары при 50-310 К и изменялась со скоростью ~ 1К/мин.

Результаты эксперимента, обсуждение

Экспериментальные данные можно разделить на две группы, относящиеся к акустическим свойствам (рис. 4) и механическим (рис.5) изученного суперсплава.

При изучении акустических свойств установлено, что при повышении температуры от 4.2К до 300К модуль Юнга образца монотонно понижается от 241ГПА до 227ГПа, а поглощение линейно возрастает (рис. 4). При этом на температурных зависимостях акустического поглощения и модуля упругости не наблюдаются какие-либо особенности релаксационной природы, что, вероятно, связано с блокировкой динамических дислокационных процессов дисперсными наночастицами оксида иттрия Y_2O_3.

На рис. 5а показаны деформационные кривые суперсплава Inconel MA758, полученные в режиме одноосного сжатия. При всех исследованных температурах на деформационных кривых наблюдаются две основные стадии пластической деформации: при деформациях менее 3-5 % наблюдается параболическая зависимость напряжения от деформации, которая потом сменяется протяженным линейным участком. При температуре 4.2К на деформационной кривой наблюдается скачкообразная деформация, которая начинается практически после условного предела текучести и продолжается на всех последующих стадиях деформации с монотонным увеличением амплитуды скачков.

При понижении температуры от 300К до 4.2К предел текучести образцов повышается и при температурах 300, 77 и 4.2 К составляет 555, 850 и 940 МПа, соответственно. Увеличение значений предела текучести при понижении температуры от 300 до 4.2 К составляет 70 % (рис. 5б), что значительно превышает изменения модулей упругости в этом интервале температур. Соответственно, наблюдаемая температурная зависимость предела текучести свидетельствует о термоактивируемом характере

пластической деформации. При всех исследованных температурах пластичность сплава сохраняется на достаточно высоком уровне до деформаций ~20-30%.

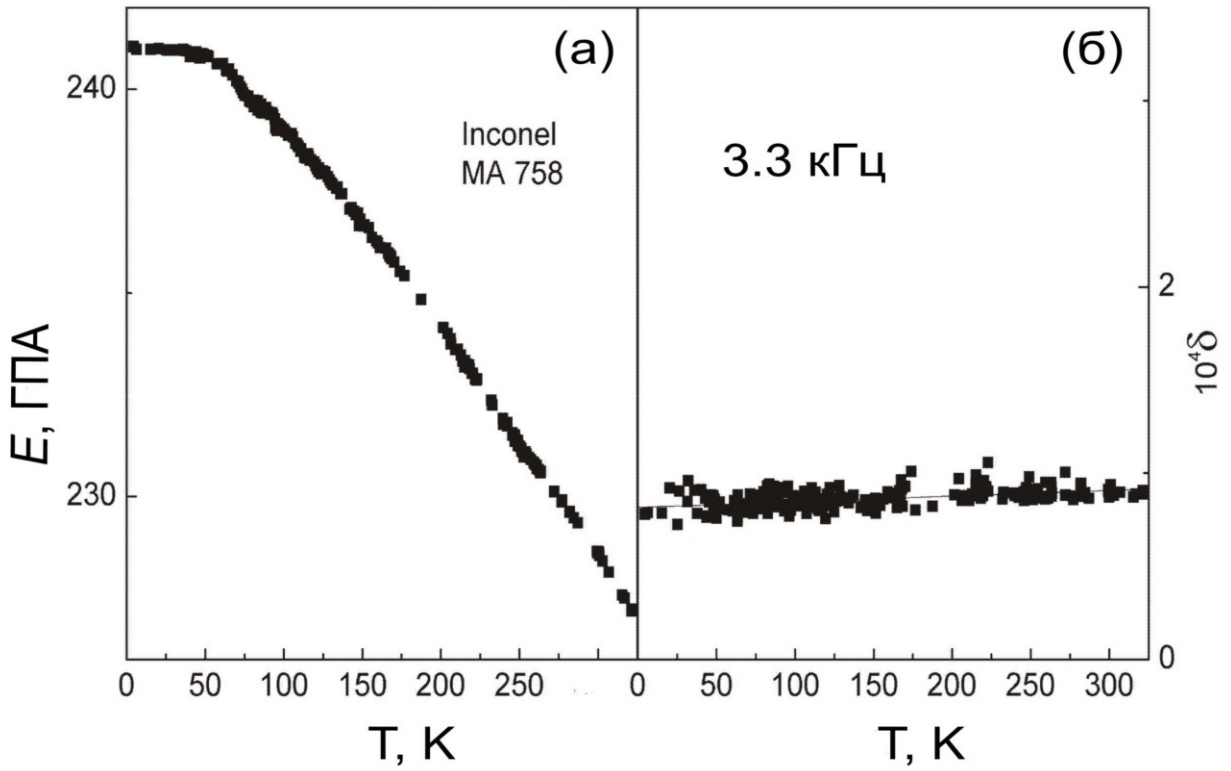


Рис. 4. Температурные зависимости модуля Юнга E (а) и логарифмического декремента колебаний δ (б) суперсплава Inconel MA758.

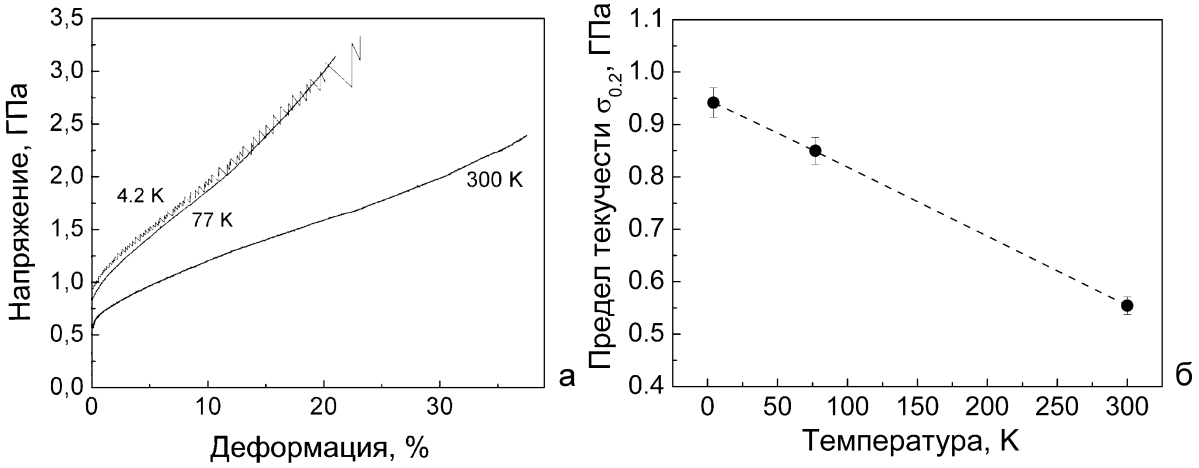


Рис. 5. Механические свойства суперсплава Inconel MA758 при одноосном сжатии: а) деформационные кривые при температурах 300, 77, 4.2 К; б) температурная зависимость предела текучести.

Выводы

Известно, что структурно-фазовые превращения сопровождаются появлением пика акустического поглощения, температура локализации которого соответствует температуре превращения. Как правило, температуры прямого и обратного превращения не совпадают и на температурной зависимости модуля упругости наблюдается гистерезисная петля, а температура локализации пика акустического поглощения меняется при нагреве и охлаждении [6-8]. Отсутствие на полученных температурных зависимостях акустического

поглощения и модуля упругости особенностей и гистерезисных петель, характерных для структурно-фазовых превращений, свидетельствует о стабильности структуры изученного суперсплава в исследованном интервале температур.

Установлено, что в интервале температур 4.2-310 К суперсплав Inconel MA758 обладает стабильной структурой и достаточно высокими прочностью и пластичностью. На основании анализа температурных зависимостей модуля Юнга и предела текучести исследуемого сплава сделан вывод о термоактивируемом характере пластической деформации в интервале температур 4.2-300 К.

Список литературы

1. P.R. Soni, *Mechanical alloying: fundamentals and applications* (Cambridge: England: Cambridge International Science Publishing: 2000).
2. *Hand book of non-ferrous metal powders: technologies and applications* (Elsevier: 2009).
3. *Special Metals Corporation Company brochure: Inconel alloy MA758* (Special Metals Corporation Company: 2004).
4. Inconel Alloy Ma758, *Alloy Diag., ASM International*, Rev. May (1996).
5. *ASM specialty handbook: nickel, cobalt and their alloys* (Materials Park: OH: ASM International: 2000).
6. В. С. Постников, *Внутреннее трение в металлах* (Москва: Металлургия: 1974).
7. С.П. Никаноров, Б.К. Кардашев, *Упругость и дислокационная неупругость кристаллов* (Москва: Наука: 1985).
8. А. Новик, Б. Берри, *Релаксационные явления в кристаллах* (Москва: Атомиздат: 1975).

УДК: 539.5

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НОВЫХ СПЛАВОВ 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C и 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti

PHYSICO-MECHANICAL PROPERTIES OF THE NEW ALLOYS 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C AND 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti

Ю.А. Семеренко[(а)], к.ф.-м.н., К.А. Ющенко[(б)], д.т.н., Е.Д. Табачникова[(а)], к.ф.-м.н., Л.В. Скибина[(а)], к.ф.-м.н., В.С. Савченко[(б)], д.т.н., М.А. Тихоновский[(в)], к.т.н., А.М. Бовда[(в)], к.т.н., Т.Ю. Рудычева[(в)], к.т.н.
([(а)]ФТИНТ им. Б.И. Веркина НАНУ, г. Харьков, [(б)]Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ, г. Киев, [(в)]ННЦ ХФТИ НАНУ, г. Харьков, Украина)

В области температур 4.2-400К впервые изучены механические и акустические свойства новых никелевых сплавов 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C *и* 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti *Показано, что в интервале температур 4.2-400К эти сплавы обладают стабильной структурой и достаточно высокими показателями прочности и пластичности.*
Ключевые слова: *сплав, прочность, пластичность, акустическое поглощение, динамический модуль упругости.*

Mechanical and acoustical properties of the new Ni-based alloys 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C *and* 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti *were studied for the first time in temperature range 4.2-400K. It was shown that this alloys has a stable microstructure and rather high strength and plasticity at temperature 4.2-400K.*
Keywords: *alloy, strength, plasticity, acoustical absorption, dynamical elasticity modulus.*

Изучены акустические, механические и структурные свойства сплавов 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C вес.% (сплав №1) и 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti вес.% (сплав №2).

Исследованные образцы сплавов были выплавлены в аргонно-дуговой печи на водоохлаждаемой медной подложке в атмосфере очищенного аргона с использованием нерасходуемого вольфрамового электрода. С целью обеспечения однородности распределения компонентов сплав переплавлялся 4-10 раз с переворачиванием слитков. Весовой контроль показал отсутствие потери компонентов при плавке. Контроль однородности образцов осуществляли на металлографических шлифах поперечного сечения слитков. Во всех исследованных образцах ликвация отсутствовала. Внешний вид типичного слитка сплавов №1 и №2 приведен на рис.1.



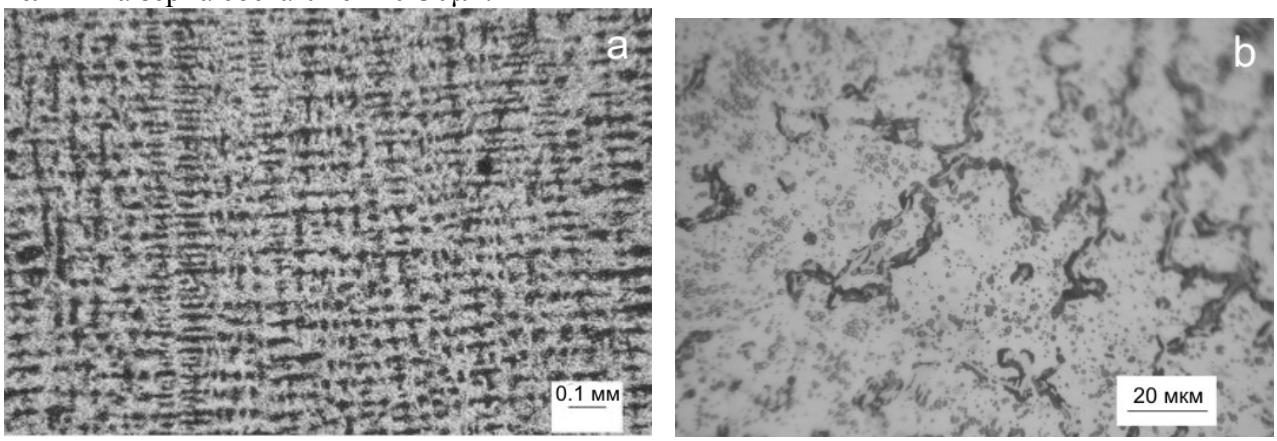
Рис. 1. Внешний вид типичного слитка сплавов №1 и №2

Далее слитки размеры которых составляли приблизительно 60–50×20×6–10 мм^3 прокатывались на холоду при единичном обжатии 5-7%. После деформации на 20-25% образцы отжигали при температуре 900^o С в течение 1 часа. В результате были получены полосы толщиной 2 мм без трещин и разрывов. Внешний вид участка полосы, приготовленного для металлографического исследования, приведен на рис. 2.



Рис.2. Внешний вид образца для металлографических исследований.

Сплав №1 имеет двухфазную структуру (рис. 3). Сплав №2 однофазный (рис. 4), величина зерна составляет 20-30μк.



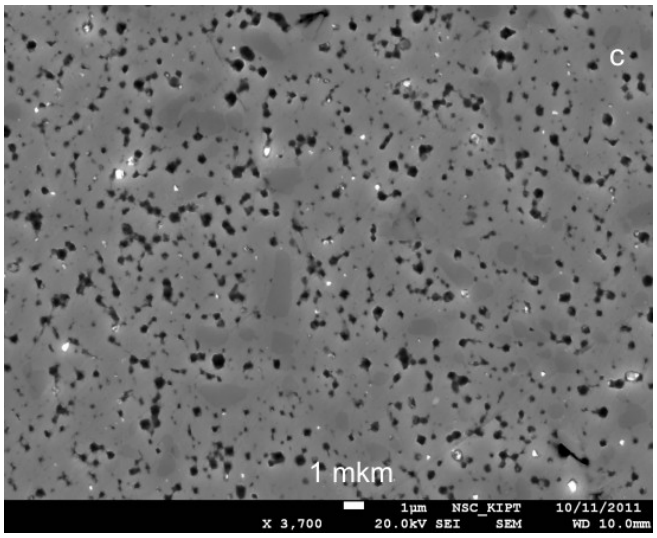


Рис. 3. Микроструктура литого сплава №1: а, в –металлография; с - растровая микроскопия, видны мелкие карбиды ниобия.

Микротвердость сплава №1 составляет 2265 МПа, сплава №2 -1820 МПа.

Ренгеноструктурные измерения проведены на аппарате ДРОН-3 в Cu излучении с графитовым монохроматором. Установлено, что на дифрактограммах в обоих сплавах выявляются линии III_γ и 200_γ никелевого γ-твердого раствора. На дифрактограмме сплава №1 дополнительно выявлены линии карбида ниобия (NbC).

Акустические измерения выполнены методом механической резонансной спектроскопии на частоте 0.5 кГц в амплитудно-независимой области звуковой деформации ~ 10^{-7}. Изгибные колебания консольно закрепленного образца возбуждались электростатическим методом.

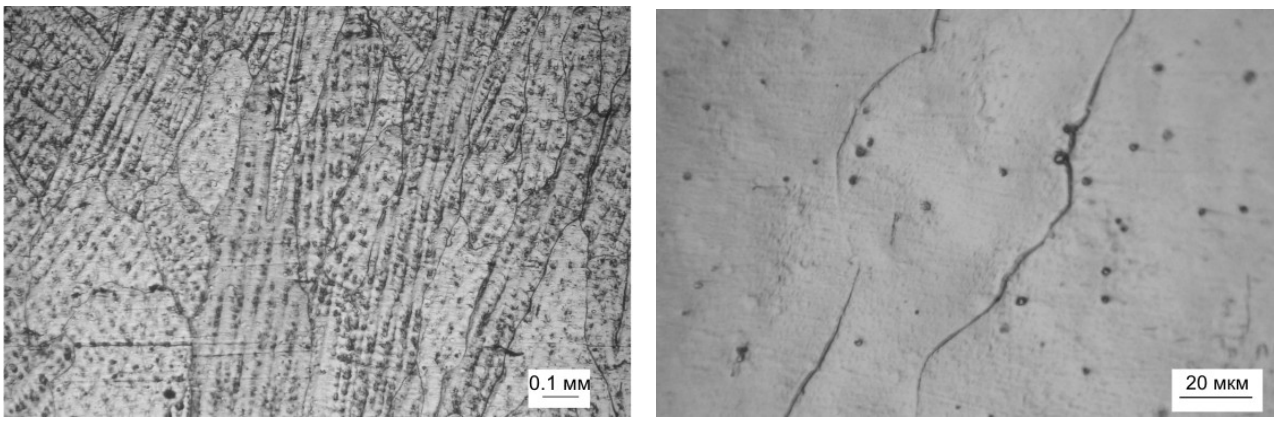


Рис. 4. Микроструктура литого сплава №2 (металлография).

Модуль упругости E консольно закрепленного образца рассчитывался по формуле

$$E = 38.3118\frac{f^2\rho l^4}{h^2}$$

где h и l - толщина и длина образца, соответственно; f - экспериментально измеряемая резонансная частота механических колебаний изучаемого образца; ρ - плотность образца. Акустические измерения проводились в отсутствие внешнего магнитного поля. Температура стабилизировалась с точностью <50 мК при помощи Cu-константановой термопары и изменялась со скоростью ~ 1K/мин.

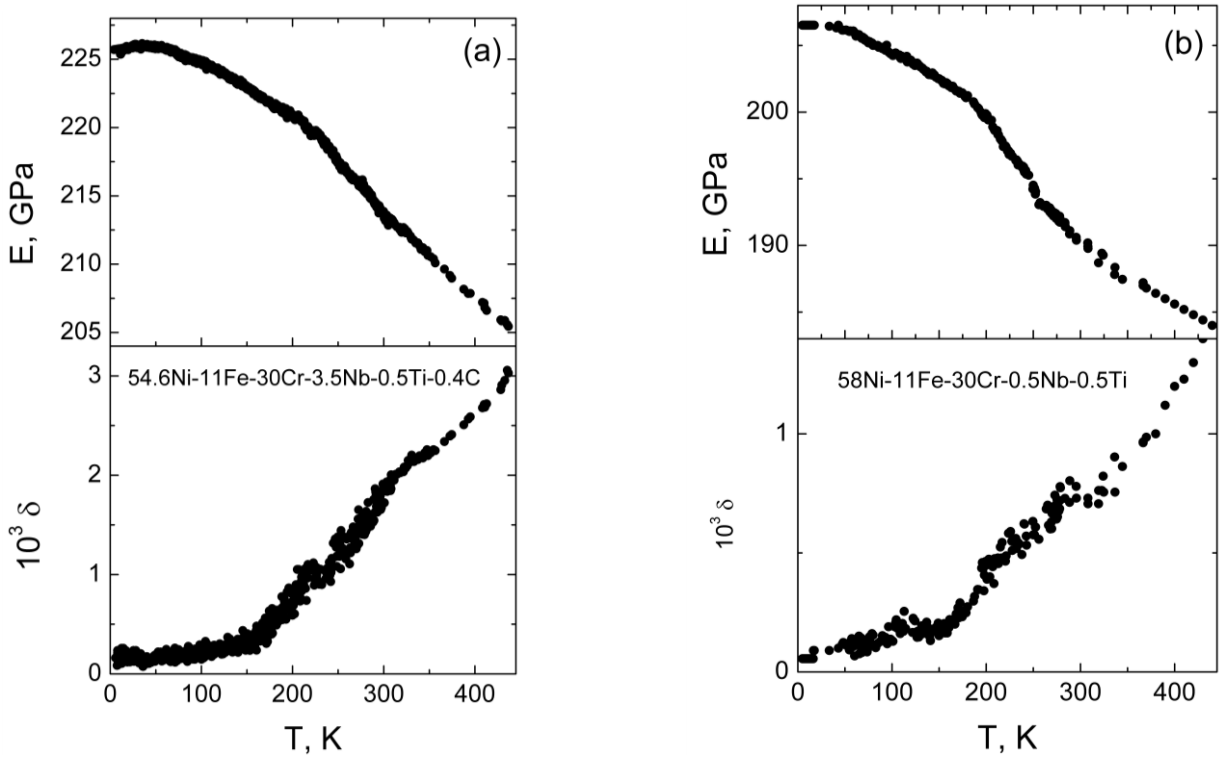


Рис. 5. Температурные зависимости логарифмического декремента колебаний δ и модуля Юнга E сплавов №1 (а) и №2 (б).

Механические измерения выполнены путем одноосного сжатия при скорости относительной деформации $5\cdot10^{-4}$ c^{-1} при температурах 77 и 300 К. Образцы для механических испытаний имели форму прямоугольных призм с размерами 3.3×2.0×1.9 мм. Деформация проводилась на машине МРК-3 производства ФТИНТ НАНУ (жесткость машины $7\cdot10^6$ Н/м). В ходе экспериментов регистрировались зависимости нагрузка-время, которые потом пересчитывались в диаграммы "напряжение - пластическая деформация", из которых определялись условный предел текучести, максимально достигнутое напряжение и

пластическая деформация. Напряжение рассчитывалось как отношение нагрузки к первоначальной площади поперечного сечения образца. Значение деформации определялось как отношение изменения длины образца, обусловленного пластической деформацией, к его первоначальной длине.

На рис. 6 показаны деформационные кривые сплавов 1 и 2, полученные в режиме одноосного сжатия.

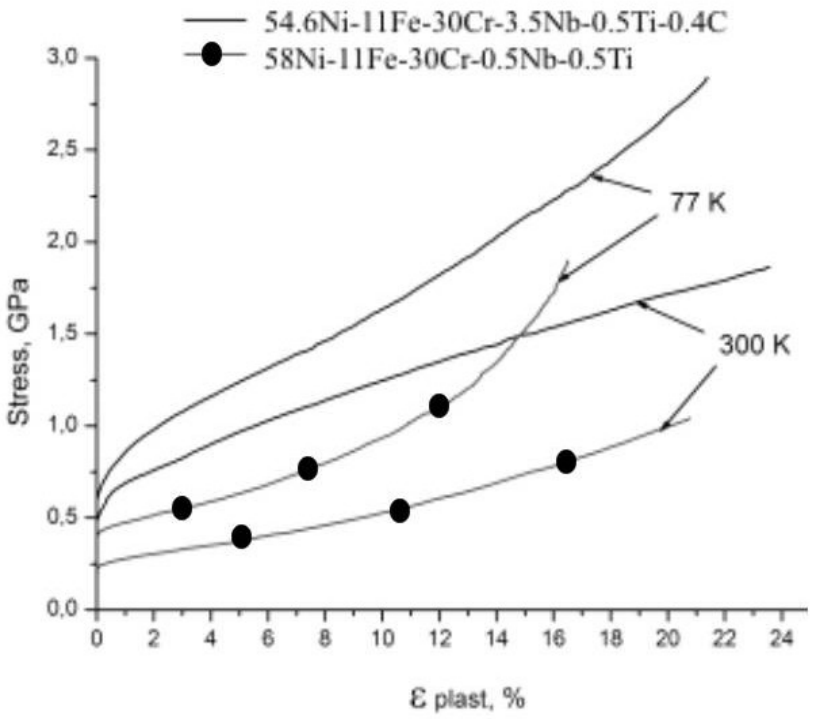


Рис. 6. Деформационные кривые сплавов №1 и №2, полученные в режиме одноосного сжатия при температурах 300 и 77 К.

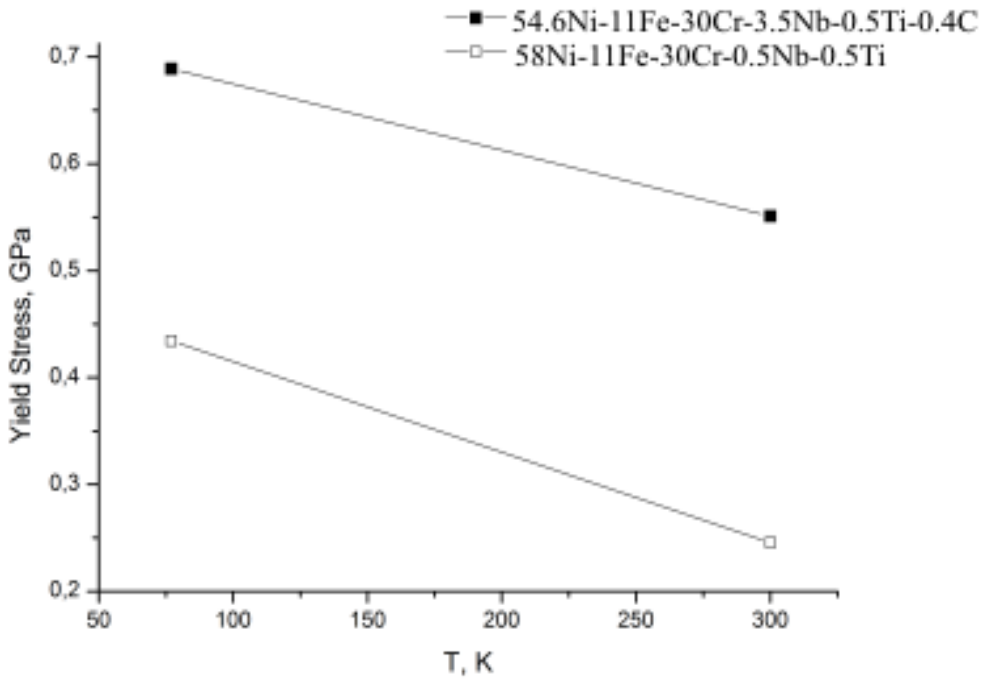


Рис. 7. Температурные зависимости предела текучести сплавов №1 и №2

При понижении температуры от 300К до 77 К предел текучести исследованных сплавов повышается (рис. 7). Увеличение значений предела текучести при понижении температуры от 300 до 77 К составляет 25 % для сплава №1 и 72 % для сплава №2, что значительно превышает изменения модулей упругости в этом интервале температур. Соответственно, наблюдаемая температурная зависимость предела текучести свидетельствует о термоактивируемом характере пластической деформации.

При исследованных температурах на деформационных кривых наблюдаются две основные стадии пластической деформации: при деформациях менее 3-5 % наблюдается параболическая зависимость напряжения от деформации, которая потом сменяется протяженным линейным участком. При температуре 77 К в области больших деформаций (>12 %) наблюдается также начало третьей стадии, характеризующейся увеличением деформационного упрочнения с деформацией.

В таблицах 1 и 2 приведены полученные величины механических характеристик сплавов 1 и 2.

Таблица 1.

Механические характеристики сплава 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C при температурах 300 и 77 К.

Т, К	Предел текучести, ГПа	Максимальное напряжение, ГПа	Максимальная пластическая деформация, %
300	0.55	1.86	23.56
77	0.69	2.89	21.39

Таблица 2.

Механические характеристики сплава 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti при температурах 300 и 77 К.

Т, К	Предел текучести, ГПа	Максимальное напряжение, ГПа	Максимальная пластическая деформация, %
300	0.25	1.04	20.76
77	0.43	1.90	16.46

Выводы

Установлено, что в интервале температур 77-300 К сплавы 54.6Ni-11Fe-30Cr-3.5Nb-0.5Ti-0.4C и 58Ni-11Fe-30Cr-0.5Nb-0.5Ti обладают достаточно высокими прочностью и пластичностью. На основании анализа температурных зависимостей модуля Юнга *E* и предела текучести исследуемого сплава сделан вывод о термоактивируемом характере пластической деформации в интервале температур 77-300 К. Отсутствие на полученных температурных зависимостях акустического поглощения и модуля упругости особенностей и гистерезисных петель, характерных для структурно-фазовых превращений, свидетельствует о стабильности структуры изученных сплавов в исследованном интервале температур

УДК 621.9.06-529

ПОВЫШЕНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ТОЧНОСТИ МНОГОКООРДИНАТНЫХ МАШИН С ЧПУ МЕТОДАМИ КОРРЕКЦИИ ПЕРВИЧНЫХ ОТКЛОНЕНИЙ МЕХАНИЗМОВ НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ

STATIC SHAPING ERRORS ANALYSIS OF THE 3-PRS PARALLEL KINEMATICS MECHANISM WITH CONSTANT LENGTH LEGS IN APPLICATION TO CONTROL PROBLEM

Серков Н. А., к.т.н.
(ИМАШ РАН, г. Москва)

Аннотация. *Жесткость является одним из основных свойств машины, определяющим её качество. В докладе приводятся результаты экспериментального исследования статической и динамической жесткости несущей системы многоцелевого 5-координатного станка с ЧПУ мод МС 300. Описаны устройства нагружения и средства измерения, используемые для экспериментального исследования статической и динамической жесткости. Приведены кривые «деформация – нагружающая сила» и кривые отклика на ступенчатое силовое воздействие для линейных координат X, Y, Z и для угловой координаты C (планшайбы).*

Ключевые слова: *Статическая и динамическая жесткость, инструментарий (устройства нагружения и средства измерения отклонений) для экспериментального исследования жесткости многокоординатных машин, отклик на ступенчатое силовое воздействие.*

Abstract: *Developed static stiffness model of the popular type of the process model based on the 3-PRS parallel kinematics mechanism; compliance in the actuators, links and kinematics pairs in the transmission mechanism took into account. Perfomed analysis of the static shaping errors distribution in the workspace because of deformations of the elastic cutting system.*

Keywords: *parallel kinematics mechanism, 3-PRS PKM, static stiffness, static shaping errors, inverse kinematic jacobian, vjm method.*

Введение. Машиностроение играет ведущую роль в обновлении парка машин современного производства. В свою очередь, в настоящее время само машиностроение остро нуждается в обновлении оборудования. Среди приоритетных направлений развития машиностроения, обеспечивающих резкое увеличение производительности при резком повышении качества продукции, являются:

- оснащение машиностроительного производства оборудованием с высокой степенью концентрации различных технологических операций на одном обрабатывающем центре с полной обработкой детали за один «установ» (основу такого оборудования составляют 5 координатные обрабатывающие центры),

- оснащение машиностроительного производства прецизионным технологическим оборудованием микронного, субмикронного и нанометрического уровня точности (обрабатывающие центры класса точности П, А, С).

Это уже не просто многоцелевые станки с ЧПУ либо сверлильно-фрезерной группы (сверление, фрезерование, растачивание и нарезание резьбы), либо токарной группы (все виды токарной обработки), а (многозадачные) комплексные многокоординатные станки с ЧПУ (complex multi-axis machines), позволяющие проводить с одной установки детали (изделия) все виды фрезерных, токарных, сверлильных, расточных, шлифовальных, хонинговальных и др. работ. При этом на одном станке при одной установке заготовки совмещаются предварительные (черновые), получистовые и чистовые операции. Как бы, один станок заменяет целый гибкий участок станков с ЧПУ. Эта концепция развития станкостроения получает в настоящее время реальное воплощение [1-2] в станках для автомобильной промышленности. Для достижения необходимой сверхвысокой точности обработки эти станки наряду с высокой статической и динамической жесткостью должны обладать высокой геометрической точностью (точностью воспроизведения пространственной траектории движения режущего инструмента относительно обрабатываемой детали).

Геометрическая точность - это способность станка точно воспроизводить пространственную траекторию движения режущего инструмента относительно обрабатываемой детали (Geometric accuracy of machines operating under no-load or quasi-static conditions). Сохранение геометрической точности станка при действии различных сил на несущую систему (квазистатических и динамических) достигается наличием у станка достаточной (необходимой) статической и динамической жёсткости.

В работе [3] рассмотрены направления повышения точности многокоординатной машины с ЧПУ на примере станка с ЧПУ. Все направления разбиваются на две большие группы:

1) совершенствование конструкции НС машины (станка) и технологии её изготовления – уменьшение случайной и функциональной составляющих,

2) совершенствование процесса управления машиной (станком) методами цифровой коррекции, направленное на уменьшение функциональной составляющей.

Совершенствование конструкции машины (станка) с целью повышения её точностных характеристик осуществляется решением, в основном, 4 задач:

- уменьшение первичных отклонений в используемых механизмах (совершенствование конструкции и улучшение технологии изготовления),
- уменьшение влияния на точность различных сил (трения, сил рабочего процесса (резания), инерционных, тяжести и др.),
- увеличение статической и динамической жесткости НС станка,
- стабилизация и уменьшение температурных деформаций.

Эти направления являются традиционными. Они всегда были привлекательными для создателей станков, их результаты проявляются сразу и непосредственно при любых условиях в конечном результате повышения точности станка.

На практике они реализуются в виде традиционных направлений совершенствования машин:

Создание новых схем построения машины на основе:

- новых технологий и принципов формообразования,
- применения новых механизмов, в частности, механизмов параллельной структуры, и особенно механизмов с избыточными связями.

Создание новых конструкций машины на основе:

- новых методов расчета и проектирования,
- новых современных материалов,
- новых комплектующих,
- новых принципов соединения деталей (переход от зазоров к натягам в подвижных соединениях),

- новых конструктивных форм деталей и узлов.

В тех случаях, когда не удается достигнуть требуемого уровня точностных показателей станка указанными методами и средствами, или это достижение связано с большими затратами, привлекают всевозможные системы коррекции, так или иначе связанные с совершенствованием процесса управления станком. Это в ряде случаев оказывается проще и эффективнее, чем следование традиционным подходам. Между этими направлениями постоянно идёт конкуренция и взаимопроникновение. В последнее десятилетие при создании прецизионных машин методам цифровой коррекции уделяется всё возрастающее значение.

В соответствии с [4] 70-80% от общей интегральной погрешности обработки на многоцелевом станке с ЧПУ составляют статические и квазистатические отклонения. Для достижения цели повышения точности современных многокоординатных станков большое число исследователей направили свои усилия на создание методов анализа, измерения, моделирования и коррекции статических/квазистатических первичных и интегральных отклонений.

Под цифровой коррекцией понимается воздействие на процесс управления машиной, чаще всего, путем использования средств вычислительной техники на основе информации, получаемой различными средствами измерения.

Проведённый анализ направлений повышения точности многокоординатных машин с ЧПУ [3] показал, что наибольший эффект повышения точности достигается сочетанием рассмотренных направлений. Совершенствование конструкции и технологии изготовления машины должно быть направлено на уменьшение и/или перевод случайной составляющей в систематическую (функциональную). А функциональные отклонения компенсируются системами коррекции.

Коррекция первичных и интегральных отклонений взаимного положения исполнительных органов многокоординатной машины может осуществляться различными способами (рис.1).

1. Коррекция части первичных отклонений механизмов. Способ реализован в современных системах ЧПУ, например, Sinumerik 840 D, и широко применяется в современных станках. Для 5 координатной машины последовательной структуры можно компенсировать лишь 14 первичных отклонений.

2. Полная коррекция всех первичных отклонений с вычислением и отработкой приводами корректирующих линейных $\Delta_\Sigma x$, $\Delta_\Sigma y$, $\Delta_\Sigma z$ и угловых $\Delta_\Sigma A$, $\Delta_\Sigma B$, $\Delta_\Sigma C$ поправок [5]. Для 5 координатной машины последовательной структуры можно компенсировать все 38 первичных отклонений.

3. Коррекция по результатам измерения интегральных отклонений взаимного положения ИО многокоординатной машины с ЧПУ. Способ связан с получением, обработкой и хранением большого объёма информации и с разработкой специальных систем коррекции. Способ применяется в КИМ [6].

4. Внесение коррекции через изменение параметров кинематической модели $\boldsymbol{L}_n = (\boldsymbol{P}_n \boldsymbol{W}_н)$, положенной в основу управления машиной ($\boldsymbol{L}_n$ – вектор обобщенных координат многокоординатной машины, $\boldsymbol{P}_n$ – вектор параметров, $\boldsymbol{W}_н$ – вектор номинальных декартовых координат выходного звена n – номер итерации). Способ применяется в многокоординатных машинах с ЧПУ со сложной структурой с различными кинематическими парами, включая сферические [7-8].

Точность воспроизводства траектории при 5-ти координатной обработке существенно отличается от точности позиционирования по одной координате. Фирма DIXI гарантирует точность позиционирования по одной координате для 4-х и 5-ти координатных станков мод. DHP 50 и мод. DHP 80 в пределах 0,99 мкм, а по данным [9] точность в объёме (3D) для 4-х координатного станка той же фирмы DIXI составляет уже 15 мкм, а

для 5-ти координатных станков - 25 мкм. Это косвенно говорит о важности создания и внедрения алгоритма полной коррекции всех первичных отклонений.

Основу метода полной коррекции составляет аналитическая модель образования интегрального отклонения, которая строится в понятиях теоретической механики, а в качестве исходных данных о первичных отклонениях параметров механизмов позиционирования используются результаты измерения параметров точности реальной машины, в которых отражаются его жесткостные и тепловые свойства. Такой подход позволяет в модели, построенной в понятиях «твердотельной механики», учитывать, наряду с отклонениями (размеров, формы, расположения) изготовления присоединительных поверхностей деталей и узлов, также жесткостные (силовые деформации) и тепловые свойства машины (температурные деформации).

Настоящий доклад посвящён *развитию способа полной коррекции* первичных отклонений многокоординатных машин с ЧПУ.

В соответствии с поставленной целью основными задачами исследования были следующие.

1 - Построение модели матричного типа образования интегрального отклонения ИО машины по первичным отклонениям механизмов, входящих в несущую систему [5].

2 – Построение имитационной модели образования интегрального отклонения в положении исполнительных органов машины по первичным отклонениям механизма несущей системы многокоординатной машины.

3 – Построение схемы измерения первичных отклонений.

Рис. 1. Способы цифровой коррекции отклонений взаимного положения ИО многокоординатной машины с ЧПУ

Список литературы

1. López de Lacalle L. N., Lamikiz A. (Eds.) Machine Tools for High Performance Machining . Springer-Verlag . 2009. 442 p.

2. Technologielösung für die Serienfertigung Honen auf horizontalen Bearbeitungszentren. // [сайт]. [Электронный ресурс]. URL: http://www.mag-ias.com/de/mag/technologien/technologieintegration-honen.html#c12698 (дата обращения: 04.07.2012).

3. Серков Н. А. Основные направления повышения точности металлорежущих станков // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2010. № 2. С. 26-35.

4. Wang Shih-Ming, Yu Han-Jen, Liao Hung-Wei. A new high-efficiency error compensation system for CNC multi-axis machine tools/ Proceedings of IMECE04 2004 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition November 13-20, 2004, Anaheim, California USA. pp. 461-470

5. Серков Н. А. Модель отклонения взаимного положения исполнительных органов многокоординатного станка // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 3. С. 68-78.

6. Ertl F. und Lenz K. J. Beschreibung und rechnerunterstützte Korrektur der Fehler von mehrachsigen Maschinen // Feinwerktechnik und Messtechnik. 1977. J. 85. № 6. S. 239-243.

7. Bringmann B. Improving Geometric Calibration Methods for Multi-Axis Machining Centers by Examining Error Interdependencies Effects. A dissertation for the degree of Dr. sc. ETH Zürich. 2007. 132 p.

8. 154. Santolaria J., Aguilar J.J., Yagüe J.A. & Pastor J. Kinematic parameter estimation technique for calibration and repeatability improvement of articulated arm coordinate measuring machines // Precision Engineering. 2008. V. 32. № 4. P. 251-268.

9. Accuracy Drives Machine Tools // American Machinist. 2007. V. 21. № 12. [Электронный ресурс]. URL: http://www.americanmachinist.com/304/Issue /Article/False/77334/Issue. (дата обращения: 23.03.2012).

УДК 621.9.06-529

ИССЛЕДОВАНИЕ И ОЦЕНКА ЖЕСТКОСТИ МНОГОКООРДИНАТНЫХ МАШИН С ЧПУ ПО ОТКЛИКУ НА СИЛОВОЕ СТУПЕНЧАТОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ

THE RESEARCH AND ASSESSMENT OF MULTIAXIS CNC MACHINE TOOLS RIGIDITY BY THE RESPONSE TO FORCE STEP EXCITATION

Серков Н. А., к.т.н.[1)], Мерзляков А. А.[1)], Никуличев И.В.[2)]
([1)] - ИМАШ РАН, г. Москва, [2)] – ОАО НИАТ, г. Москва)

Аннотация. *Жесткость является одним из основных свойств машины, определяющим её качество. В докладе приводятся результаты экспериментального исследования статической и динамической жесткости несущей системы многоцелевого 5-координатного станка с ЧПУ мод МС 300. Описаны устройства нагружения и средства измерения, используемые для экспериментального исследования статической и динамической жесткости. Приведены кривые «деформация – нагружающая сила» и кривые отклика на ступенчатое силовое воздействие для линейных координат X, Y, Z и для угловой координаты С (планшайбы).*

Ключевые слова: *Статическая и динамическая жесткость, инструментарий (устройства нагружения и средства измерения отклонений) для экспериментального исследования жесткости многокоординатных машин, отклик на ступенчатое силовое воздействие.*

Abstract: *A rigidity is one of the main properties of the mashine tool, defining its quality. Results of experemental research of static and dynamic rigidity in carrying system of 5-axes multi-purpose CNC mashine tool MC-300 are given in the report. Loading fixtures and measuring gages, used during pilot research of a static and dynamic rigidity, are described too. Curve lines «deformation – loading force» and curve lines of a response to force step excitation for linear axes X, Y, Z and angular axes C (from faceplate) are given.*

Keywords: *Static and dynamic rigidity, tools (loading fixture and measuring gages) for a pilot research of rigidity in multiaxis machine tools, a response to force step excitation.*

Введение. В настоящее время остро стоит задача обновления оборудования в машиностроении. Среди приоритетных направлений развития машиностроения, обеспечивающих резкое увеличение производительности при существенном повышении качества продукции, являются:

- оснащение машиностроительного производства оборудованием с высокой степенью концентрации различных технологических операций на одном обрабатывающем центре с полной обработкой детали за один «установ» (основу такого оборудования составляют 5 координатные обрабатывающие центры),
- оснащение машиностроительного производства прецизионным технологическим оборудованием микронного, субмикронного и нанометрического уровня точности (обрабатывающие центры класса точности П, А, С).

Это уже не просто многоцелевые станки с ЧПУ либо сверлильно-фрезерной группы (сверление, фрезерование, растачивание и нарезание резьбы), либо токарной группы (все виды токарной обработки), а (многозадачные) комплексные многокоординатные станки с ЧПУ (complex multi-axis machines), позволяющие проводить с одной ус-

тановки детали (изделия) все виды фрезерных, токарных, сверлильных, расточных, шлифовальных, хонинговальных и др. работ. При этом на одном станке при одной установке заготовки совмещаются предварительные (черновые) и получистовые и чистовые операции. Как бы, один станок заменяет целый гибкий участок станков с ЧПУ. Эта концепция развития станкостроения получает в настоящее время реальное воплощение [1-2] в станках для автомобильной промышленности. Для достижения необходимой производительности и сверхвысокой точности обработки эти станки должны обладать наряду с высокой геометрической точностью (точностью воспроизведения пространственной траектории движения режущего инструмента относительно обрабатываемой детали), также высокой статической и динамической жесткостью.

Жесткость - это способность станка противостоять воздействию силовых нагрузок, в частности, сохранять точность при действии различных сил на несущую систему (квазистатических и динамических) [3]. При приложении квазистатических сил мы имеем дело со статической жесткостью, а при воздействии сил, меняющихся во времени – с динамической жесткостью. Последняя тесно связана с первой.

Настоящий доклад посвящен результатам исследования статической и динамической жесткости многоцелевого 5-координатного станка с ЧПУ мод МС 300 (ОАО «НИАТ»). На рис. 1, а) представлен общий вид станка. Станок относится к фрезерно-расточной группе и является типичным представителем многоцелевых станков с ЧПУ, позволяющих проводить такие виды обработки детали с одной её установки как: сверление, фрезерование, растачивание и нарезание резьбы. Станок имеет традиционную конструкцию консольного типа: жесткую литую станину из чугуна, направляющие качения, привод линейных координат (ПИ – регулятор) с зубчато-ремённой передачей и ШВП, привод угловых координат – безредукторный привод (direct drive). Все элементы подвижных соединений в несущих системах приводов подач *собраны с натягом.* Экспериментальных данных о статической жесткости такого типа конструкций, к сожалению, в литературе чрезвычайно мало [4-6] .

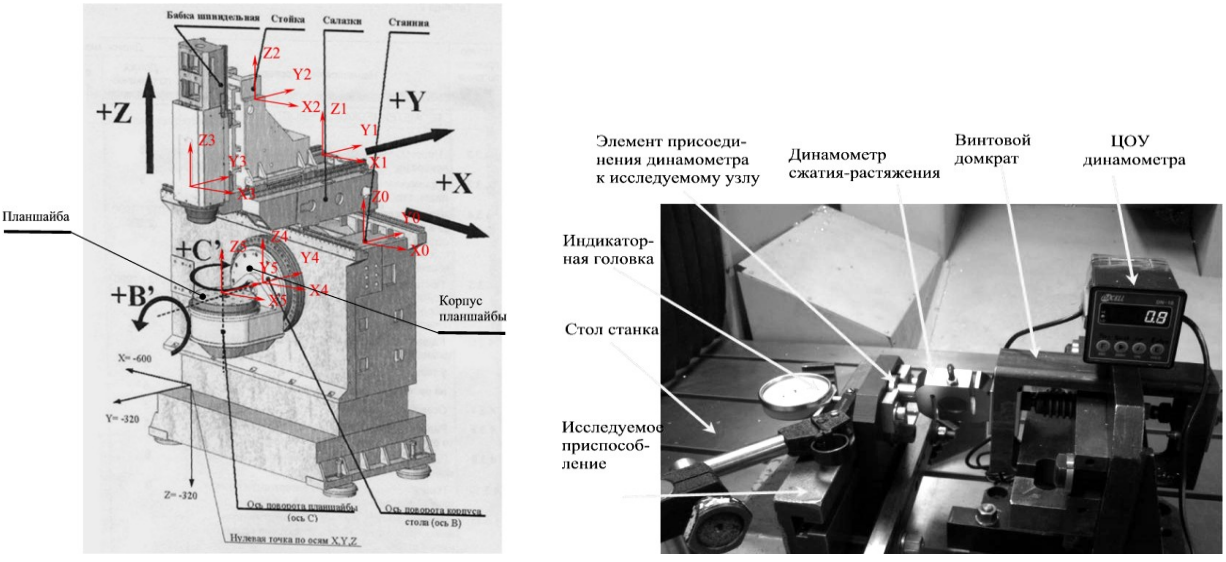


Рис. 1: а) общий вид 5 координатного станка мод. МС 300, б) Устройство для измерения статической жесткости

ИМАШ РАН совместно с ОАО «НИАТ» провели исследования интегральной статической жесткости 5 координатного многоцелевого станка мод. МС – 300.

Для измерения статической жесткости использовалось устройство, разработанное и изготовленное совместно ИМАШ РАН и ОАО «НИАТ» [7]. Устройство позволяет получать характеристику статической жесткости в виде петли гистерезиса при нагружении

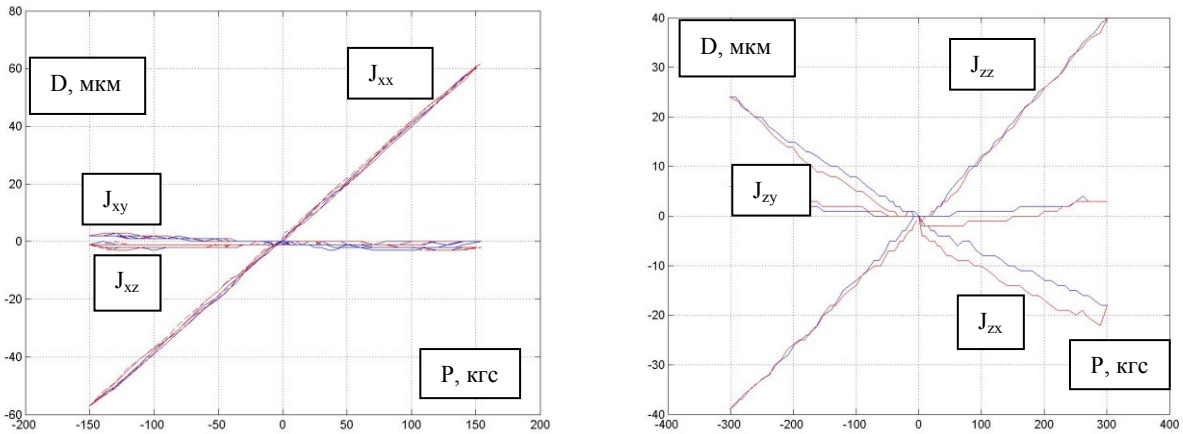
и разгружении несущей системы станка. При использовании спускового механизма данное устройство позволяет проводить экспериментальные исследования динамической жесткости и измерять «отклик» несущей системы станка на ступенчатое силовое воздействие в виде «перемещение – время» [8]. На рис. 2 представлен общий вид экспериментальной установки, настроенной для исследования «реакции» несущей системы координаты С (планшайбы) на ступенчатое силовое воздействие.



Рис. 2. Устройство для измерения отклика несущей системы станка на ступенчатое силовое воздействие, настроенное для исследования динамической жесткости по координате С (планшайба)

Статическая жёсткость.

На рис. 3, в качестве примера, представлены экспериментальные кривые статической жесткости несущих систем по координатам X, Z. По координате Y поведение статической жесткости аналогично статической жесткости по координате X.



а) б)

Рис. 3. Кривые статической жесткости: а) по координате X, б) по координате Z

Численные значения статической жесткости для линейных координат представлены в таблице.

Таблица

Нагружающая сила F	Жёсткость в направлении измерения деформаций (линейные координаты), Н/мкм		
	X	Y	Z
F_x	**J_{xx} = 12.5**	J_{xy} > 500	J_{xz} > 500
F_y	J_{yx} > 500	**J_{yy} = 25**	J_{yz} > 500
F_z	J_{zx} = 136	J_{zy} > 500	**J_{zz} =75**

По результатам исследования статической жёсткости необходимо отметить следующее.

По координатам X и Y:

1) Практически отсутствуют петли гистерезиса (рис. 3, а). Это говорит о хорошей сборке, отсутствии зазоров (геометрических и упругих). Это также свидетельствует о том, что в несущей системе, содержащей привод, построенный на принципе ПИ – регулятора, исключается из статической жёсткости часть её, присущая механической системе, охваченной обратной связью привода. В данном случае, элементы (ШВП, опоры, зубчато-ременная передача и др.), охваченные датчиком обратной связи (линейкой Heidenhain).

2) Наблюдается недостаточная статическая жесткость в направлении действия нагружающей силы (**J_{xx} = 12.5 Н/мкм, J_{yy} = 25 Н/мкм**). Это, возможно, будет отрицательно сказываться при обработке труднообрабатываемых материалов.

3) Практически отсутствует взаимовлияние (J_{xy} > 500, J_{xz} > 500, J_{yx} > 500 , J_{yz} > 500).

Такое поведение статической жёсткости по координатам X и Y можно было бы считать идеальным, если бы J_{xx}, J_{yy} были > 75 Н/мкм.

По координате Z:

1) Наблюдается достаточно высокая статическая жёсткость в направлении действия нагружающей силы (**J_{zz} =75 Н/мкм).** Такая жесткость должна была бы наблюдаться по координатам X и Y.

2) Наблюдается наличие взаимовлияния между действием силы F_z и перемещениями в направлении X (**J_{zx} = 136 Н/мкм**). Это, возможно, является дефектом конструкции (несимметричность и отсутствие разгрузки от веса шпиндельной бабки, т.е. шпиндельная бабка «висит» на ШВП). Последнее, может при определённых условиях приводить к возникновению автоколебаний.

3) Наблюдается наличие ощутимой петли гистерезиса в статической жесткости J_{zx} = 136 Н/мкм. Это может быть вызвано дефектом конструкции (несимметричность и отсутствие разгрузки от веса шпиндельной бабки, т.е. шпиндельная бабка «висит» на ШВП).

Статическая жёсткость (крутильная) планшайбы в приведённом виде составляет **J_{cc} = 153 Н/мкм.** В данном случае жёсткость определялась как отношение линейного перемещения точки на планшайбе, отстоящей от оси вращения на радиусе = 100 мм, к приложенной нагружающей силе P на плече = 100 мм. Это говорит о высокой крутильной жёсткости части механической системы, неохваченной обратной связью привода планшайбы.

Динамическая жёсткость.

На рис. 4 представлен временной сигнал отклика несущей системы координаты X, на ступенчатое силовое воздействие 500 Н. Аналогичным образом ведет себя несущая система координаты Y. Такое протекание переходного процесса можно считать нормальным (быстрое затухание и небольшое «перерегулирование). На рис. 5 показан временной сигнал отклика несущей системы координаты Z.

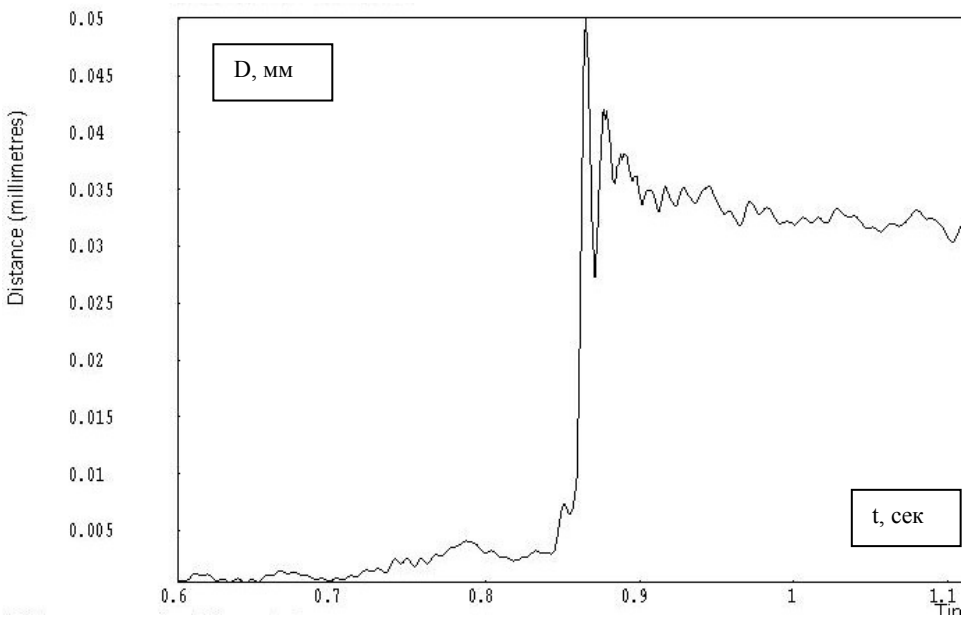
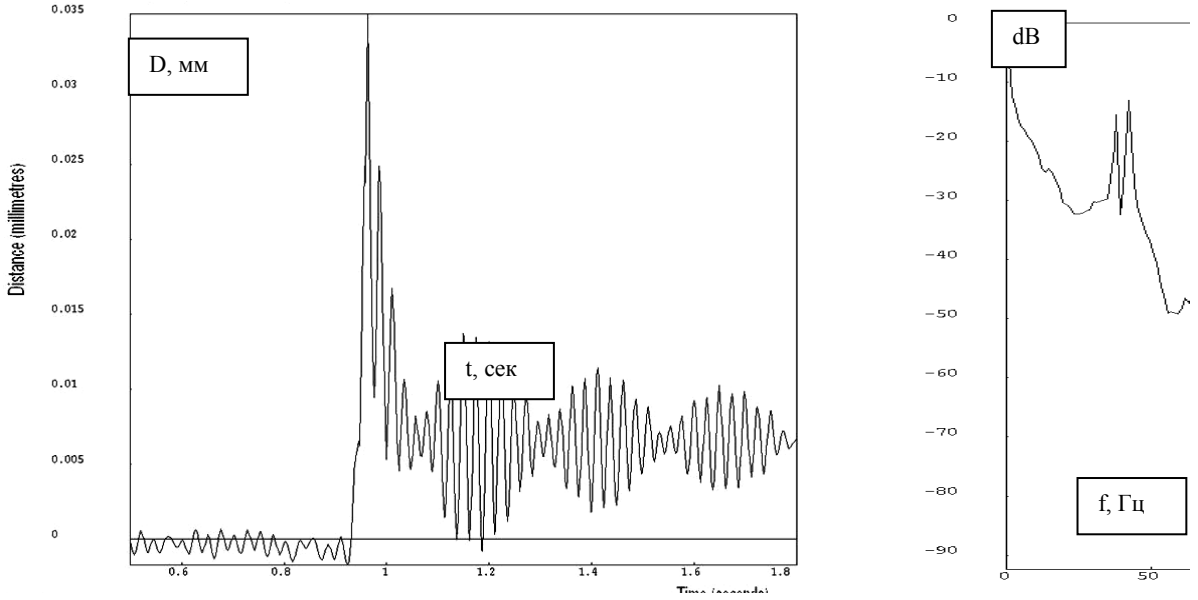


Рис. 4. «Отклик» несущей системы координаты X на ступенчатое силовое воздействие 500 Н.



а) б)

Рис. 5. «Отклик» несущей системы координаты Z на ступенчатое силовое воздействие 500 Н: а) кривая «перемещение – время», б) спектр временного сигнала.

Из рис. 5, а) хорошо видно, что в несущей системе координаты Z при воздействии на неё ступенчатой силы возникают колебания типа «биение», затухание которых происходит медленно. На спектре колебаний (рис. 5, б) явно видны два близких пика в районе 40 Гц. Это явление «биение» может вызываться либо связанностью статической жёсткости по координатам X и Z $\mathbf{J_{zx}}$ **= 136 Н/мкм** (рис. 3, а), либо поведением консоли со шпиндельной бабкой на направляющих координаты X, как двух связанных маятников. Медленное затухание колебаний «биение» говорит о том, что эти колебания происходят в части несущей системы, неохваченной датчиками обратной связи, и рассеивание энергии происходит за счёт трения (внешнего и внутреннего) в элементах этой части несущей системы. Возникновение колебаний типа «биение» в несущей системе координаты Z при воздействии на неё ступенчатой силы говорит о том, что возможно возникновение при определённых условиях автоколебаний при обработке деталей. Высказанные предположения требуют проведения дальнейших исследований динамической жесткости станков консольной конструкции (несимметричные и неразгруженные конструкции).

Список литературы

1. López de Lacalle L. N., Lamikiz A. (Eds.) Machine Tools for High Performance Machining . Springer-Verlag . 2009. 442 p.

2. Technologielösung für die Serienfertigung Honen auf horizontalen Bearbeitungszentren. // [сайт]. [Электронный ресурс]. URL: http://www.mag-ias.com/de/mag/technologien/technologieintegration-honen.html#c12698 (дата обращения: 04.07.2012).

3. Решетов Д. Н., Портман В. Т. Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.

4. Чернянский П. М. Основы проектирования точных станков. Теория и расчет: Учебное пособие. М.: КНОРУС, 2010. 240 с.

5. Вайнштейн И. В., Серков Н. А., Сироткин Р. О. Экспериментальное исследование статической жёсткости 5-ти координатного фрезерного станка с параллельной кинематикой // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2007. № 5. С. 102-109.

6. Вайнштейн И. В., Серков Н. А., Сироткин Р. О., Мерзляков А. А. Экспериментальные исследования жесткости 5-ти координатного станка с параллельной кинематикой // СТИН. 2009. № 1. С. 6-11.

7. Серков Н. А., Мерзляков А. А., Сироткин Р. О., Орлова Г. Н. Устройство для измерения статической жесткости несущей системы машин-автоматов / Сб. научных трудов и инженерных разработок научной конференции «Ориентированные фундаментальные исследования – новые модели сотрудничества в инновационных процессах»; Под ред. Член-корр. РАН, академика РИА Б.В. Гусева. М.: Экспо дизайн – Холдинг, 2008. С. 195-198.

8. Мерзляков А. А., Серков Н. А., Сироткин Р. О. Экспериментальные исследования динамических свойств станка с параллельной кинематикой // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2008. № 1. С. 98-102.

УДК 620.178.3

ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ КОНТРОЛЯ ВИБРАЦИИ ДЛЯ СИСТЕМ НЕПРЕРЫВНОГО МОНИТОРИНГА СОСТОЯНИЯ МАШИН И АГРЕГАТОВ

SELECTION PARAMETERS OF VIBRATION FOR CONDITION MONITORING SYSTEMS OF MACHINES AND UNITS

Скворцов О.Б., к.т.н.
(ООО «Диамех 2000», ИМАШ РАН, г. Москва)

Представлен анализ современной нормативной базы оценки вибрационного состояния машин. Приведены требования к проведению испытаний на воздействие вибрации. Представлены предложения по вибрационному мониторингу с учетом развития представлений об усталостной и вибрационной прочности.

Ключевые слова: *вибрация, диагностика, испытания, гигацикловая усталость.*

The analysis of the current legal framework for the assessment of machine vibration. Specify requirements for testing the effects of vibration. Ideas for vibration monitoring, taking into account the development of concepts of fatigue and vibration strength.

Key words: *vibration, diagnostics, gigacycle fatigue.*

Измерение вибрации широко используется при контроле состояния машин и механизмов [1], для решения задач диагностики зарождающихся дефектов [2] и проведении испытаний на воздействие вибрации [3]. В качестве измеряемых параметров используют контроль ускорения, скорости и перемещения для которых измеряют пиковые или среднеквадратические значения (СКЗ) для реализаций, а в ряде случаев и оценки в виде спектров и других параметров. Имеющиеся российские и международные стандарты устанавливают допустимые нормы вибрации для различного оборудования, в большинстве случаев в виде размаха перемещений или СКЗ скорости [4,5]. При решении задач испытаний и диагностики наиболее часто контролируемой вибрационной величиной является ускорение. Развитие методов исследования вибрационной прочности с учетом явлений гигацикловой усталости [6] и повышенная чувствительность многих диагностических методов к высокочастотным составляющим вибрации показывает необходимость гармонизации требований измерения вибрации при эксплуатации, испытаниях, а также для решения задач диагностирования и прогнозирования состояния оборудования.

В качестве примера рассмотрим вопрос контроля вибрации крышки турбины гидроагрегата. В соответствии с действующими нормативными документами имеется значительное разнообразие критериев оценки вибрации, что иллюстрируется таблицей 1. Из представленных оценок видно, что в основном контролируется низкочастотная вибрация по значениям перемещений и скорости. Из практики известно, что в ряде случаев возникают аварийные ситуации, связанные с повреждением элементов крепления крышки турбины гидроагрегатов, например в связи с усталостными повреждениями шпилек крепления [7,8]. Одной из возможных причин развития таких усталостных повреждений могла быть высокочастотная вибрация. Контроль вибрации в более широком частотном диапазоне показывает, что на крышке турбины имеется значительная вибрация, достигающая нескольких десятков g. На рис.1 представлен вибрационный сигнал ускорения. Спектр ускорения показывает, что максимальная вибрация соответствует частотам от нескольких сотен до нескольких тысяч герц, т.е. находится вне контролируемого стандартными приборами и системами диапазона частот.

Негативное влияние высокочастотной вибрации может усиливаться из-за проявлений синергизма при воздействии высокочастотной и низкочастотной вибрации или дополнительного действия значительных статических нагрузок [9].

Переход к сигналам перемещения за счет интегрирования для широкополосных сигналов, типичных для данного случая, приводит существенному увеличению вклада низкочастотных составляющих. В результате оценка перемещений показывает относительно низкий уровень вибрации для перемещения.

Таблица 1

ГОСТ 26044-83	**Размах перемещения**	**1-20 Гц**
ИСО 10816-5	**Размах перемещения** **СКЗ скорости ($f_{об}$ >5 Гц)**	**от $0{,}25 \cdot f_{об}$ до $3 \cdot N_{лопас} \cdot f_{об}$** **2-1000 Гц**
СТО 17330282.27.140.001-2006 (РАО ЕЭС)	**Размах перемещения**	**0,7-200 Гц** **(защита 1-30 Гц)**
ISO 7919-5	**Размах относительного и абсолютного перемещения**	**от $f_{собст}$ до $7 \cdot f_{об}$** **от $0{,}25 \cdot f_{об}$ до $2 \cdot N_{лопас} \cdot f_{об}$**

Представленный пример показывает, что для широкополосных сигналов выбор измеряемой величины может давать существенно отличающиеся оценки – перемещение практически нечувствительно к высокочастотным составляющим, а ускорение не зависит от низкочастотных составляющих.

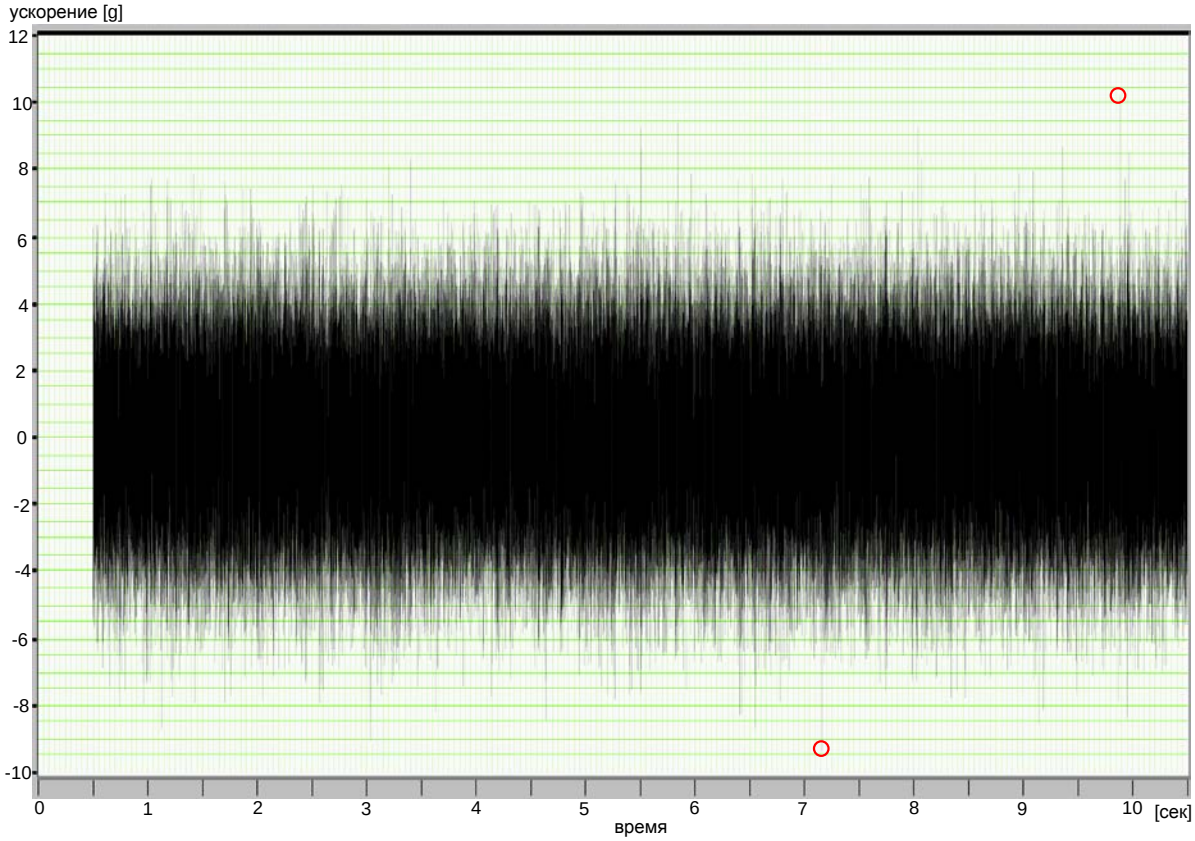


Рис.1.

Еще одна особенность реальных вибрационных сигналов связана с их случайным или широкополосным характером. Эта особенность проявляется в появлении всплесков сигнала или флуктуаций уровня. Измерения СКЗ дают более устойчивую оценку, но она не показывает максимальные уровни воздействия, которые могут превышать оценки по СКЗ в насколько раз. Поскольку процесс образования и развития дефектов достаточно сложный, наличие всплесков вибрации может приводить к зарождению дефекта с его последующим развитием под воздействием более низкой вибрации [10,11]. Особенно сильно влияние

всплесков вибрации может сказываться на пусковых нестационарных режимах и при работе на промежуточных нерекомендуемых режимах некоторых агрегатов.

Частотные составляющие ускорения и перемещения связаны между собой коэффициентами пропорциональными квадрату частоты и при частотном диапазоне от единиц герц до десяти килогерц ослабление из-за интегрирования может достигать нескольких миллионов раз, что приводит к снижению уровня получаемых сигналов ниже уровня шумов даже при использовании аппаратуры с большим динамическим диапазоном (ультра малошумящие усилители и 24 битовые АЦП).

Переход к измерениям в полосе частот исключительно в виде СКЗ и использование измерений пиковых значений и размаха только для отдельных частотных составляющих [1] представляется несколько нелогичным. Действительно для отдельной гармонической составляющей между пиковым и СКЗ значением и размахом существуют простые соотношения, а для широкополосного сигнала получить оценку максимальных значений воздействующей вибрации по уровню СКЗ невозможно.

Соотношения между пиковыми и СКЗ значениями зависят как от спектрального состава, так и от фазовых соотношений частотных составляющих для сигналов со сложным спектром. СКЗ дают усредненные оценки, а пиковые оценки характеризуют экстремальные значения, которые могут иметь важное значение при первичном зарождении дефектов, а также и при его развитии - при переходе от одной стадии развития трещины к другой.

Оценки в виде скорости могут рассматриваться в качестве частичного компромисса, но и для этого случая использования интегральной оценки уровня в виде одного числа может привести к потере информативности. Например, при измерении в полосе от 5 Гц до 10 КГц, при интегрировании сигнала ускорения, верхние частотные составляющие будут ослаблены более чем в 1000 раз и, учитывая типичную сравнительно низкую точность виброизмерительной аппаратуры, а также наличие случайных колебаний уровня, высокочастотные составляющие могут остаться незамеченными.

В настоящее время получает все более широкое распространение методика обслуживания оборудования по его фактическому состоянию. Данная методика предполагает, что оборудование в исходном состоянии с помощью виброналадки приведено к хорошему состоянию и явные признаки типа дисбаланса устранены. Дальнейший диагностический контроль обеспечивает выявление зарождающихся дефектов и контроль за их развитием, а это в свою очередь предполагает контроль за вибрацией относительно низкого уровня в широкой полосе частот. Выполнять такой контроль в виде скалярных оценок уровня вибрации некорректно из-за низкой информативности таких данных. Во многих системах автоматической диагностики предполагается использование адаптивных моделей агрегата с развивающимися дефектами и измерение перемещений может оказаться недостаточным для получения адекватной модели.

Частотный диапазон имеющихся вибраций, например, для гидроэнергетического оборудования может быть весьма значительным, даже если не рассматривать такие важные процессы как кавитация, для которых характерные частоты могут составлять десятки и даже сотни килогерц.

На настоящий момент только незначительная часть нормативных документов содержит нормы вибрации на все три вида измеряемых характеристик: перемещения, скорости и ускорения [12,13].

По имеющимся данным [6.9] рост частоты нагружения сопровождается относительно небольшим спадом (10-15%) количества критического числа циклов нагружения для частот превышающих несколько сотен герц, но само число циклов для заданной продолжительности наработки растет пропорционально частоте.

В таблице 2 показаны продолжительности воздействия вибрации и соответствующие им числа циклов нагружения. При эксплуатации в течение нескольких лет необходимо учитывать, при наличие высокочастотных вибраций, и терацикловые эффекты воздействия,

которые на настоящий момент времени практически не изучены.

Таблица 2

	1 сутки	1 неделя	1 месяц	1 год	50 лет
10 Гц	8.64×10^5	6.048×10^6	2.592×10^7	3.154×10^8	1.577×10^{10}
100 Гц	8.64×10^6	6.048×10^7	2.592×10^8	3.154×10^9	1.577×10^{11}
1 КГц	8.64×10^7	6.048×10^8	2.592×10^9	3.154×10^{10}	1.577×10^{12}
3 КГц	2.592×10^8	1.814×10^9	7.776×10^9	9.461×10^{10}	4.73×10^{12}
10 КГц	8.64×10^8	6.048×10^9	2.592×10^{10}	3.154×10^{11}	1.577×10^{13}

Оценка воздействия вибрации на больших временных интервалах требует значительных временных и экономических затрат и проведение таких испытаний на специализированных стендах вызывает естественные сложности. В этой связи интересно использовать данные получаемые на реальном оборудовании, собираемые системами непрерывного контроля. Для этого требования к таким системам должны быть дополнены в части обеспечения формирования интегральных оценок воздействия вибрации [14], которые в настоящее время приняты для контроля воздействия вибрации на человека, но не используются для контроля вибрации на машинах и механизмах по средним и пиковым оценкам. Для среднего значения можно принять оценку в соответствии с выражением:

$$A_{СКЗ} = \sum_{i=0}^{M} \left(\frac{1}{f_k} \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^{N} a_j^2} \right)$$

где a_j – значение ускорения для j-ой точки опроса i-ой реализации

N и M – число точек квантования сигнала с частотой f_k в реализации и число реализаций с начала контроля

Оценка пикового значения должна характеризовать и максимальную величину и число «всплесков» уровня. В [15] предлагается определить средний размах как отношение суммы пиковых значений вибрации на выбранном интервале к половине числа пиков, а «среднюю частоту» определить как отношение половины числа пиков за выбранный интервал к длительности этого интервала. Для широкополосных сигналов количество пиков при таком определении фактически определяется верхней граничной частотой. В [16] рассматриваются статистические характеристики максимальных значений и размаха. Поскольку современные системы контроля основаны на использовании цифровой обработки и обычно используют спектральные методы [17], в качестве минимального интервала удобно выбрать единичную реализацию для которой с использованием быстрого преобразования Фурье оценивается спектр. Для такой реализации несложно определить текущее пиковое значение Временной интервал для такой реализации определяется нижней граничной частотой анализируемого сигнала. Из полученных пиковых значений можно получить оценки среднего A_{CPMAX}, моды A_{MAX} и другие статистические характеристики пиковых значений и размаха A_{CPPA3} и A_{PMAX}, с учетом симметричности распределения [16]

$$A_{CPMAX} = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^{N} A_{MAXi} \quad A_{MAX} = \max(A_{MAXi}) \quad A_{CPPA3} = 2 \cdot A_{CPMAX} \quad A_{PMAX} = 2 \cdot A_{MAX}$$

Представляет интерес оценить интегральное во времени воздействие вибрации, по аналогии с методами оценки воздействия вибрации на человека

Наличие всплесков и высокочастотной вибрации может вызнать процессы

гигациклового повреждения при воздействии на элементы конструкции на относительно небольших интервалах времени по сравнению с типовыми сроками эксплуатации. При этом уровень отдельных составляющих может быть сравнительно мал. Поэтому отказ от измерения пиковых значений для широкополосных сигналов [1] представляется не вполне корректным.

Это особенно актуально в связи с тем, что большое количество оборудования на российских предприятиях имеет наработку в десятки лет причем имеется тенденция к дальнейшему продлению сроков эксплуатации. Такая эксплуатация при наличие систем непрерывного контроля позволяет превратить такие объекты в установки испытания на воздействие длительной высокочастотной вибрации.

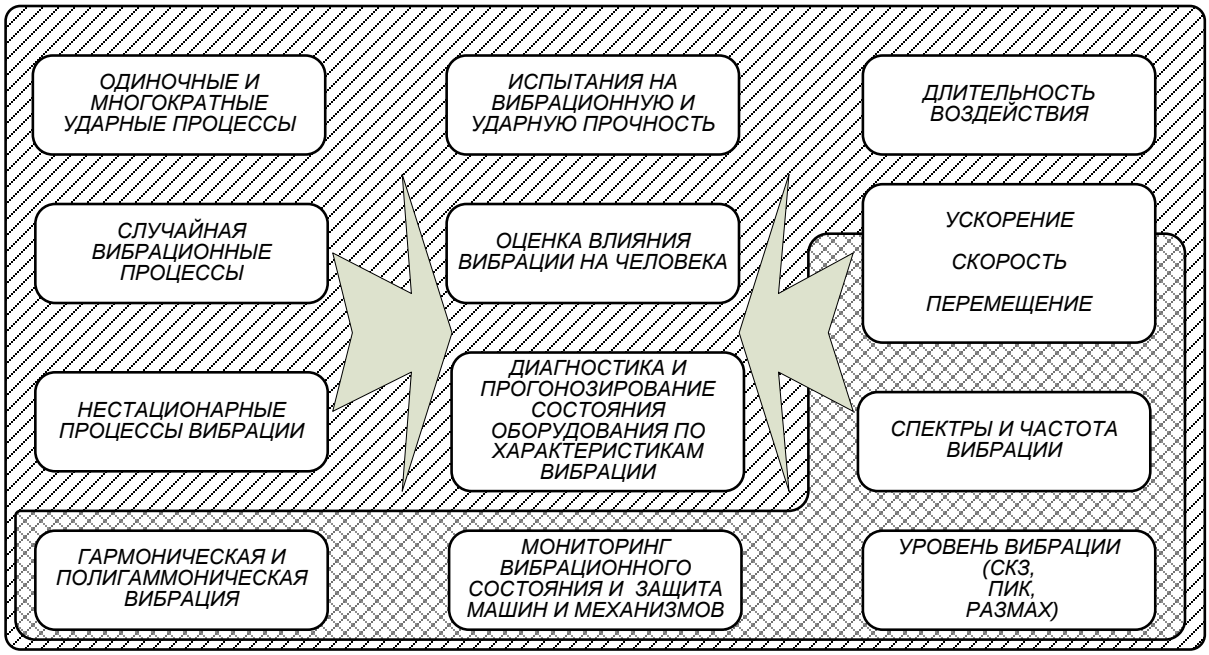


Рис.2.

Такие области виброметрии как оценка влияния вибрации на человека и испытание на воздействие вибрации ориентируются не только на уровень, но и на продолжительность воздействия вибрации т.е. оценку вибрации в виде дозы. При решении задач диагностики развитие дефекта часто не сопровождается на достаточно длительных интервалах времени изменениями вибрационных характеристик, в то время как идет накопление результата воздействия вибрации, т.е. речь также может идти о дозе воздействующей вибрации. Только при контроле вибрационного состояния машин и механизмов не используется понятие длительности вибрационного воздействия (рис.2.), что плохо соотносится с исследованиями в области вибрационной прочности. Некоторые намеки на необходимость учета длительности воздействия вибрации все таки имеются. Например в правилах техники эксплуатации имеются ограничения на допустимость временной эксплуатации оборудования в течении ограниченного срока при достижении уровня вибрации некоторого порогового уровня.

Опыт решения задач испытания и контроля состояния ряда оборудования, а также диагностики и прогнозирования показывает необходимость расширения диапазона частот контроля вибрации. Оценки вибрации в виде уровня широкополосной вибрации для перемещения или скорости могут приводить к потери существенной части информации из-за сильного ослабления или усиления на краях диапазона.

Оценки сложной вибрации должны включать как непосредственно измеряемые оценки пиковых значений, так и усредненные результаты в виде СКЗ, которые часто не могут быть корректно пересчитаны друг в друга.

Целесообразно планировать гармонизацию нормативных документов относящихся к контролю вибрации, испытаниям на вибрацию и решение диагностических задач с использованием вибрационного контроля, а также более широко использовать оценки

уровня ускорения при контроле состояния машин и механизмов, тем более, что наибольшее распространение в настоящее время получили именно акселерометры в качестве датчиков вибрации [18].

Список литературы

1. International standard ISO 2954:2012. Mechanical vibration of rotating and reciprocating machinery – Requirements for instruments for measuring vibration severity, ISO, 2012-04-01, 14 p.
2. Генкин М.Д., Соколова А.Г. Виброакустическая диагностика машин и механизмов. - М.: Машиностроение, 1987 г.-288 с.
3. А.Ленк, Ю.Ренитц. Механические испытания приборов и аппаратов. - Мир, М.: 1976 г., 272 с.
4. ГОСТ ИСО 10816-1-97.Вибрация. Контроль состояния машин по результатам измерений вибрации на невращающихся частях. Часть 1. Общие требования. Минск, 18с.
5. Международный стандарт ИСО 10816-5:2000 Вибрация. Оценка состояния машин по результатам измерений вибрации на невращающихся частях. Ч. 5. Агрегаты гидроэлектростанций и насосных станций., 3000 г., 24 с.
6. Claude Bathias, Paul Croce Paris. Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice. September 13, 2004 by CRC Press - 328 p.
7. Акт технического расследования причин аварии, происшедшей 17 августа 2009 года в филиале открытого акционерного общества «Рус-Гидро» - «Саяно-Шушенская ГЭС имени П.С. Непорожнего», М.: -2009 г., 145 стр.
8. Brekke H. Safety and maintenance of hydraulic turbines. Russia power. HydroVision Russia 2012. 5-7 марта 2012, PennWell, Конференция и выставка. Стр.20., http://pennwell.websds.net/2012/Moscow, 13 p.
9. Терентьев В.Ф., Оксогоев А.А. Циклическая прочность металлических материалов. – Новосибирск, Изд-во НГТУ, 2001 г., 61 стр.
10. Медведовская Т.Ф., Ржевская И.Е., Медведева Е.Л.. Анализ напряженно-деформированного состояния и динамики конструкций проточной части Киевской ГАЭС. Вестник СевНТУ зб. пр. нак. пр. Вип. 120.2011. Серія: механіка, екологія. – Севастополь 2011, стр.16-21.
11. Otakar Bokůvka, FrantišekNovy, Mária Chalupová, Gianni Nicoletto. Gigacycle fatigue at high-frequency loading.- Diagnostika 4(48)/2008 , с 53-56.
12. Международный стандарт ISO 10816-6. 1995-12-15. Вибрация механическая. Оценка вибрации машин по измерениям на невращающихся частях. Часть 6. Машины с возвратно-поступательным движением номинальной мощностью свыше 100 кВт. 25 с.
13. Стандарт ассоциации. Центробежные насосные и компрессорные агрегаты опасных производств. Эксплуатационные нормы вибрации. СА 03-001-05. Ассоциация "Ростехэкспертиза" (15.12.2004), Издательство "Компрессорная и химическая техника", 2005, 48 с.
14. ГОСТ 31319-2006. Вибрация. Измерение общей вибрации и оценка ее воздействия на человека. Требования к проведению измерений на рабочих местах. Стандартинформ, М.:, 2008, 42 с.
15. СТО 17330282.27.140.001-2006 - Методики оценки технического состояния основного оборудования гидроэлектростанций. Некоммерческое Партнерство "Гидроэнергетика России" ОАО "Инженерный центр ЕЭС - Филиал "Фирма ОРГРЭС", М., 2006, 620 с.
16. Гумбель Э. Статистика экстремальных значений. Мир, М.: 1965 г., 446 с.
17. ГОСТ Р ИСО 13373-2-2009. Контроль состояния и диагностики машин. Вибрационный контроль состояния машин. Часть 2. Обработка, анализ и представление результатов измерений вибрации, 2010, 29 с.
18. Янчич В.В. Пьезоэлектрические виброизмерительные преобразователи (акселерометры) – Ростов н/Д, Изд. ЮФУ 2010, 304 с.

УДК 518.5

ПРОБЛЕМЫ РАЗВИТИЯ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНЫХ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ПРОЕКТИРОВАНИЯ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ НА ОСНОВЕ ПЛАНИРУЕМОГО ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА

Статников И.Н., к.т.н., Фирсов Г.И.
(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия)

Рассматривается применение для решения задач многокритериального синтеза динамических систем метода ПЛП-поиска, который не только позволяет на основе проведения имитационных модельных экспериментов осуществить просмотр пространства параметров в заданных диапазонах их изменения, но и в результате специального рандомизированного характера планирования этих экспериментов применить количественные статистические оценки влияния изменения варьируемых параметров и их парных сочетаний на анализируемые свойства рассматриваемой динамической системы.

Ключевые слова: *Планирование многоуровневых экспериментов, многокритериальное проектирование, ПЛП-поиск, эвристические методы оптимизации, метод Монте-Карло, планирование имитационных экспериментов*

Application for the decision of tasks multicriterial synthesis of dynamic systems of a method of PLP-search which not only allows to carry out on the basis of carrying out of imitating modelling experiments viewing of space of parameters in the set ranges of their change is considered, but also as a result of special randomized character of planning of these experiments to apply quantitative statistical estimations of influence of change of varied parameters and their pair combinations on analyzed properties of considered dynamic system.

Keywords: *Planning of multilevel experiments, multicriterial design, PLP- search, the heuristic methods of optimization, the Monte Carlo method, planning the imitation experiments*

Проектирование и создание динамических систем по существу есть процесс сотворения человеком искусственной природы, которая помогает ему выжить в условиях естественной природы. Отсюда и постоянная задача человека (человечества) – повышение эффективности систем искусственной природы с точки зрения его выживания. На протяжении тысячелетий эта задача решалась, в основном, методом проб и ошибок. С появлением теоретических наук и, прежде всего, естественных (физика, математика, теоретическая механика и др.) крен в решении вышеупомянутых задач смещается в сторону расчётов при наличии математических описаний создаваемых систем – математических моделей (ММ).

Рост численности населения Земли, климатическое разнообразие условий жизни постоянно приводят к усложнению ММ – необходимости более подробного математического описания функционирования проектируемой системы и, как следствие, возникновению всё более и более изощрённых аналитических методов решения проблем, приближаясь к возможному пределу интеллектуальных усилий человека. Но вторая половина XX века отодвинула куда-то этот предел: возникли электронные вычислительные машины (ЭВМ), постоянно совершенствующиеся до сих пор по двум важным параметрам (объём памяти ЭВМ и её быстродействие).

В настоящей работе под решением задачи проектирования динамической системы понимаем комплекс рекомендаций по выбору значений конструктивных параметров системы и условий управления работой системы, обеспечивающих её максимальную эффективность по технико-экономическим и экологическим критериям качества. Такое понимание явно свидетельствует о том, что задачи проектирования динамических систем - многопараметрические и многокритериальные.

С теоретической точки зрения эффективность применения того или иного метода оптимизации, понимаемой широко, существенно зависит от степени адекватности используемой ММ реальным динамическим процессам, происходящих в создаваемом или усовершенствуемом устройстве. Разумеется, в узком смысле, при использовании одной и той же математической модели всегда имеет место конкуренция различных методов оптимизации (по точности, по скорости сходимости результатов расчетов, по ясности интерпретации этих результатов). Но уже при числе критериев $K \geq 2$ и числе анализируемых (а в ПЛП-поиске – варьируемых) параметров $J \geq 3$ стало практически бессмысленным говорить об оптимизации искомых решений в узком смысле, а речь может идти только об отыскании **рациональных решений** задачи, что чаще всего соответствует поиску компромиссных решений. Но в этом случае сама эффективность применения того или иного метода становится заложницей объема и качества априорной информации, имеющейся к моменту начала решения прикладной задачи оптимизации.

Одним из путей решения проблемы может стать применение различных эвристических приемов сокращения пространства параметров, в котором происходит поиск наилучших решений. Поэтому кажется очевидным, что наиболее привлекательными становятся такие методы поиска рациональных решений, которые, при наличия адекватной ММ, требуют минимума априорной информации о решаемой задаче, более того, позволяют по ходу решения получать такую информацию легко и просто. Такие методы, естественно, называть универсальными. К ним будем относить семейство методов Монте-Карло и их различные модификации [1,2]. В основе использования этих методов лежат принципы случайного поиска решения задачи и статистической обработки получаемых результатов, что и делает такой подход универсальным. Но платой за такую универсальность является определенная "слепота", и это приводит к громадным объемам вычислений даже для современных ЭВМ, тем более что имеет место рост размерности решаемых задач (растут число фазовых координат, число конструктивных параметров J, число критериев качества K, характеризующих систему (объект)). А громадные объемы получаемой информации при проведении вычислительных экспериментов естественно затрудняют ее интерпретацию. Возникла потребность сочетания универсальности метода Монте-Карло с элементами более интеллектуального анализа результатов численных экспериментов, чем простая констатация статистических оценок, то есть усовершенствования технологии проведения математических экспериментов. Эту мысль проиллюстрируем следующей цитатой из [3]: "Исторически сложилось так, что проблемы численного моделирования (в это понятие мы включаем собственно математическое моделирование, сопряженное с численным экспериментом), будучи заметно продвинутыми еще в "домашинный период" и развиваясь опережающими темпами в последующие периоды, оказались наиболее консервативной компонентой современной математической технологии решения задач на ЭВМ". Полагаем, что в значительной мере указанной потребности удовлетворяет метод ПЛП-поиска (метод Планирования $ЛП_\tau$ – последовательностей) [4-11]. Отметим, что успешность применения ПЛП-поиска обуславливается тем, что этот метод сочетает идеи дискретного обзора пространства анализируемых параметров и теории планирования математических экспериментов [12], он предназначен, в основном, для применения на предварительном этапе решения задачи, когда полученная информация позволяет принять решение об использовании других методов (но значительно эффективнее), или об окончании решения (такое тоже возможно).

Как указывалось в работе [11], в основание метода положена рандомизация расположения в области $G(\vec{\alpha})$ векторов $\vec{\alpha}$, рассчитываемых по $ЛП_\tau$-сеткам [13,14], и которая возможна благодаря тому, что весь вычислительный эксперимент производится сериями. В ПЛП-поиске на сегодняшний день можно варьировать одновременно значения до 51-го параметров (J = 51). Для рандомизации (случайного смешения уровней варьируемых параметров α_{ijk}) дискретного обзора $G(\vec{\alpha})$ могут быть использованы многие существующие таблицы равномерно распределенных по вероятности целых чисел. В целях

экономии памяти ЭВМ в ПЛП-поиске алгоритм рандомизации построен на использовании датчика псевдослучайных чисел q ($0 < q < 1$) из [13]. Рандомизация состоит в том, что для каждой h – ой серии экспериментов ($h = 1,\ldots,H(i,j)$), где $H(i,j)$ – объем выборки из элементов для одного критерия Φ_{ijk}, вычисляется свой вектор случайных номеров строк $\vec{j}(j_{1h}, \ldots, j_{\beta h})$ в таблице направляющих числителей (ТНЧ) по формуле:

$$j_{\beta h} = [R^* q] + 1, \tag{1}$$

а значения α_{ij} в h–ой серии рассчитываются с помощью линейного преобразования

$$\alpha_{yh} = \alpha_{j^*} + q_{ihj\beta h} \times \Delta\alpha_j, \tag{2}$$

где: $\Delta\alpha_j = \alpha_{j^{**}} - \alpha_{j^*}$, $\alpha_{j^{**}}$ и α_{j^*} – соответственно верхние и нижние границы области $G(\vec{\alpha})$; $\beta = 1, \ldots, J$; R – любое целое число (в ПЛП-поиске $R = 51$); j - фиксированный номер варьируемого параметра; $i = 1,\ldots,M(j)$ - номер уровня j - го параметра в h – й серии; $M(j)$ – число уровней, на которое разбивается j - ый параметр; в общем случае $j_{\beta h} \neq j$ (в чем и состоит одна из целей рандомизации). Было доказано с помощью критерия Романовского [15], что числа $j_{\beta h}$, вырабатываемые по формуле (1), оказываются совокупностью равномерно распределенных по вероятности целых чисел. Обратим внимание, что $M(j)$ и есть количество экспериментов, реализуемых в одной серии. И если $M(j) = M = \text{const}$ и $H(i,j) = H = \text{const}$, то в этом случае параметры NO, M и H связаны простым соотношением:

$$NO = M * H, \tag{3}$$

где NO – общее число вычислительных экспериментов (ВЭ), при этом длина выборки из Φ_{ijk} в точности равна H. Но в общем случае, когда $M(j) = \text{var}$, то и $H(i,j) = \text{var}$, и тогда формула (3) для одного критерия примет такой вид:

$$NO = \sum_{i=1}^{M(j)} H(i,j). \tag{4}$$

С помощью формул (1) и (2) в ПЛП-поиске реализуются следующие варианты матриц планируемых экспериментов:

I. $M = \text{const}$; NO считается по формуле (3); в этом случае можно строить МПЭ для таких случаев:

а) $\varepsilon = 0$; учитываются точные значения границ области $G(\vec{\alpha})$, но в этом случае необходимо увеличивать число экспериментов NO, так частота появления граничных значений α_j в 2 раза меньше частоты появления внутренних значений этого параметра;

б) $0 < \varepsilon << 1$; границы изменения j - го параметра образуют интервал $(\alpha_{j^*} + \varepsilon; \alpha_{j^{**}} - \varepsilon)$, а далее расчёт по формуле (2);

в) $0 < \varepsilon << 1$; границы изменения j - го параметра образуют интервал $(\alpha_{j^*} - \varepsilon; \alpha_{j^{**}} + \varepsilon)$, а далее расчёт по формуле (2);

II. $M_j = \text{var}$; в этом случае также возможны три варианта построения МПЭ, но для каждого j - го параметра берётся своё ε_j; при этом $0 < \varepsilon_j << 1$.

Для проведения однофакторного дисперсионного анализа [16] по всем параметрам для каждого критерия производится сортировка результатов вычислений, полученных при вычисления в точках матрицы планируемых экспериментов (МПЭ). В результате сортировки для одного критерия будет получено J матриц, состоящих из элементов Φ_{ijk}, а для K будет получено $J^* K$ матриц, состоящих из элементов Φ_{ijhk}, где k - номер критерия. Этот анализ позволяет принять (или отвергнуть) с требуемой вероятностью $P \geq 1 - \beta$, где β - заданный уровень значимости, следующую нулевую гипотезу: средние значения $\bar{\Phi}_{ijk}$ не существенно (случайно) отличаются от общего среднего значения k - го критерия $\bar{\Phi}_{0k}$. Если принят положительный ответ (гипотеза принята), то допускается на следующем этапе

решения задачи несущественно влияющий параметр α_j не варьировать, а зафиксировать одно из его значений, например, $\alpha_j = \alpha_{ij}$ для такого i, где $\bar{\Phi}_{ijk}$ имеет наилучшее значение в смысле искомого экстремума.

Процесс рандомизации расположения векторов $\bar{\alpha}$ в области $G(\bar{\alpha})$ состоит в случайном смешении уровней параметров α_{ijhk} тем или иным способом, где $i = \overline{1, M(j)}$ - номер уровня, а $M(j)$ - число уровней варьируемого j-го параметра по k - му критерию; $h = \overline{1, H_{ijk}}$, а H_{ijk} - число значений k - го критерия $\Phi_k(\bar{\alpha})$ на i - м уровне j-го параметра; $k = \overline{1, K}$ - номер критерия, где K -количество критериев качества. В результате обработки всех N вычислительных экспериментов, проведенных на математической модели, появляются выборочные множества значений $\{\bar{\Phi}_{ijk}(\alpha_{ij})\}$, где $\bar{\Phi}_{ijk}(\alpha_{ij})$ - среднее значение k-го критерия качеств в i-м сечении j-го варьируемого параметра. Естественно рассматривать множество значений $\{\bar{\Phi}_{ijk}(\alpha_{ij})\}$ как аналог чувствительности в среднем критерия $\Phi_k(\bar{\alpha})$ к изменениям параметра α_j при возможных сочетаниях значений других варьируемых параметров в заданной области $G(\bar{\alpha})$. Анализ графических зависимостей $\bar{\Phi}_{ijk}$ от α_{ij} позволяет визуально выделять области $G_k(\bar{\alpha}) \subseteq G(\bar{\alpha})$, концентрированно содержащие наилучшие результаты по $\Phi_k(\bar{\alpha})$, и одновременно, область $G_0(\bar{\alpha}) \subseteq G(\bar{\alpha})$, в которой сконцентрировано множество Парето-решений, либо компромиссных решений, если задана какая-либо схема компромисса. На сегодняшний день все алгоритмы ПЛП - поиска реализованы в пакете MATLAB [9]. Структура разработанного пакета включает следующие основные этапы: 1) определение существенных параметров α_m ($m \le J$) в смысле их влияния на значения каждого критерия $\Phi_k(\bar{\alpha})$; 2) выделение областей концентрации $G_k(\bar{\alpha})$ наилучших решений по каждому критерию $\Phi_k(\bar{\alpha})$ при заданной метрике $\rho(\Phi_k(\bar{\alpha}), \Phi_k^+)$ где Φ_k^+ - экстремальное значение k-го критерия качества, заранее известное или определяемое по ходу проведения вычислительных экспериментов; 3) построение на основе определенных существенных параметров и выделенных подобластей регрессионных зависимостей $\bar{\Phi}_k = \Psi_k(\alpha_1, ..., \alpha_m)$ 4) выделение в K-мерном пространстве критериев множества с высокой концентрацией точек Парето (или, если возможно, построение поверхности Парето); в случае задания какой-либо схемы компромисса - выделение подобласти $G_0(\bar{\alpha}) \subseteq G(\bar{\alpha})$, содержащую наибольшую концентрацию требуемых компромиссных решений.

Наличие графических зависимостей $\bar{\Phi}_{ijk}(\alpha_0)$, а также возможность определения влияющих параметров на критерии качества с требуемой доверительной вероятностью, в значительной мере решают проблему интегрирования огромной численной информации, полученной в эксперименте, в ясные и поддающиеся логическому анализу характеристики.

Ниже приведены некоторые из примеров использования ПЛП-поиска при решении задач проектирования различных динамических систем. Здесь ММ – математическая модель, НДУ – нелинейное дифференциальное уравнение, ЛДФ – линейное дифференциальное уравнение, УРЧП – дифференциальное уравнение в частных производных.

1. Поворотный делительный стол с гидромеханическим приводом. ММ: 3 НДУ второго порядка. $J = 9$. $K = 3$. Результат: найдена область компромиссных решений, объём которой составил ~0,2% от исходно заданной.

2. Пневморегулятор давления повышенной точности. ММ: 4 НДУ второго порядка. $J = 4$. $K = 1$. Результат: найдена область лучших решений с объёмом в 0,5% от исходно заданной.

3. Пневмовстряхивающая машина. ММ: 4 НДУ второго порядка. $J = 8$. $K = 1$. Результат: определены 4 влиятельных параметра; выделенная область составила 5% от исходно заданной.

4. Многоконтурная планетарная зубчатая передача. ММ: 23 ЛДУ неоднородных второго порядка $J = 25$. $K = 6$. Результат: определены 8 параметров, одновременно влиявших на все критерии; в области компромисса найден 29 ММ, у которых все $\lambda_k \geq 0.12$ одновременно (в исходной области с такими значениями $\lambda_k - 0$).

5. Швейная машина. ММ: 5 ЛДУ неоднородных второго порядка. $J = 6$. $K = 5$. Результат: в выделенных областях построены регрессионные зависимости собственных частот от параметров ММ.

6. Резонансный преобразователь для судовых валопроводов. ММ: 2 НДУ второго порядка. $J = 6$. $K = 1$. Результат: определены два влиятельных параметра; значение критерия улучшилось в 5,2 раза по сравнению с аналогичным в исходной области.

7. Трансмиссия главного привода рабочей клети прокатного стана. ММ: 5 НДУ второго порядка. $J = 5$. $K = 5$. Результат: найдена область компромисса, составляющая ~3,5% от исходно заданной.

8. Теплообменный аппарат. ММ: 1 УРЧП. J от 8 до 18. $K = 4$. Результат: определены для каждого J существенные параметры и построены области компромисса.

Мы видим, что в каждом из приведенных примеров реализуются один или одновременно несколько пунктов из формализованной постановки. Более того, полученные результаты носили практический характер, и могли быть основанием для завершения расчётов. Ещё более важно то, что при решении каждой из указанных задач возникали вопросы у авторов задач к результатам их решения, которые нельзя было предвидеть заранее, даже при аналитической проработке.

Последнее, во-первых, естественно при использовании дискретных методов, а, во-вторых, имелись явные вероятностные оценки. Таким образом, метод ПЛП-поиска не только позволяет на основе проведения имитационных модельных экспериментов осуществить квазиравномерный просмотр пространства параметров в заданных диапазонах их изменения, но и в результате специального рандомизированного характера планирования этих экспериментов применить количественные статистические оценки влияния изменения варьируемых параметров и их парных сочетаний на анализируемые свойства рассматриваемой динамической системы. При этом путем построения аппроксимационных моделей критериев в зависимости от варьируемых параметров оказывается возможным провести оценку чувствительности критериев в среднем по этим параметрам.

Эффективность планов экспериментов в ПЛП-поиске обусловлена не только возможностью их использования в дисперсионном анализе. Эти планы оказываются эффективными и при построении регрессионных зависимостей, и вообще в регрессионном анализе, как в вычислительном аспекте, так и с позиции ряда критериев оптимальности этих планов. В частности, для случая линейной, квадратичной и кубической регрессии получены значения определителя информационной матрицы Фишера и пределы изменения дисперсии предсказанных значений. Анализ полученных формул показал, что с ростом числа экспериментов в серии, числа серий экспериментов и числа варьируемых параметров значения определителя информационной матрицы Фишера растут, тем самым делая указанные планы близкими по свойствам к ортогональным; все корреляционные оценки коэффициентов регрессионных моделей для каждой из рассматриваемых регрессий обладают хорошей сходимостью к нулю. Например, для случая десяти серий экспериментов, восьми экспериментов в серии и трех варьируемых параметров соответствующие линейной, квадратичной и кубической регрессии составляют 22500, 27000 и 18750. При этом любая из серий построенного плана экспериментов будет D-оптимальна.

Подведем некоторые итоги. Доказывая эффективность ПЛП-поиска по сравнению со "слепым" способом поиска экстремумов, не предлагается отбрасывать последний. Однако, очевидно, что ПЛП-поиск не только может помогать скорейшему поиску экстремумов, если это требуется, но и дает информацию о влиятельности варьируемых параметров и, что также важно, способствует возникновению вопросов, связанных с исследованием пространства варьируемых параметров (в частности, результаты ПЛП-поиска могут помочь выбрать

эффективную схему компромисса). Итак, можно утверждать, что если принято решение исследовать сначала сформулированную задачу дискретным способом (что полезно даже в том случае, когда удаётся получить аналитические зависимости, но очень сложные), то ПЛП-поиск представляется весьма эффективным методом компьютерных технологий в смысле ранее упомянутой их второй составляющей. Кроме того, все алгоритмы ПЛП-поиска легко программируются, допускают диалоговый режим работы. В работе [17] приведена MATLAB-программа датчика псевдослучайных чисел.

Также укажем, что общее число варьируемых параметров ≤ 50, а число вычислительных экспериментов ограничивается только временем счёта каждого варианта. И ещё. То, что результаты применения ПЛП-поиска носят вероятностный характер, позволяет нам утверждать, перефразируя суждение известного французского философа XX века Габриэля Марселя, высказанное в его диалоге с философом Полем Рикёром [18] о его методе исследования природы и социальных систем, что ПЛП-поиск – это метод честных вопросов, а не фальшивых ответов.

Список литературы

1. Davis P., Rabinwitz P. Some Monte Carlo experiments in computing multiple integrals // MTAG.- 1956. - V.10. - No. 53. - P.1-8.
2. Бусленко Н.П., Голенко Д.И., Соболь И.М. и др. Метод статистических испытаний (метод Монте-Карло). - М.: Физматгиз, 1962. - 322 с.
3. Рациональное численное моделирование в нелинейной механике / Под ред. академика О.М. Белоцерковского. - М.: Наука, 1990. - 224 с.
4. Статников И.Н. О планировании поиска оптимальных решений в задачах проектирования машин на основе $ЛП_\tau$- сеток // Механика машин. Вып. 52. - М.: Наука, 1977. - С.116-123.
5. Статников И.Н. САПР, вычислительный эксперимент и ПЛП-поиск // Автоматизация экспериментов в динамике машин. - М.: Наука, 1987. - С. 132 - 139.
6. Статников И.Н. О структурировании пространства исследуемых параметров в задачах проектирования машин и механизмов // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2000. - №5. – С.11-17.
9. Статников И.Н., Фирсов Г.И. ПЛП-поиск и его реализация в среде MATLAB // Проектирование инженерных и научных приложений в среде MATLAB. - М.: ИПУ РАН, 2004. - С.398-411.
10. Статников И.Н., Андреенков Е.В. ПЛП-поиск–эвристический метод решения задач математического программирования. - М.:ИИЦ МГУДТ, 2006. - 140 с.
11. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Проблемы эволюционного моделирования в задачах многокритериального проектирования динамических систем // Теоретические и прикладные вопросы современных информационных технологий. – Улан-Удэ: Издательство ВСГТУ, 2009. – 105-109.
12. Налимов В.В. Теория эксперимента. - М.: Наука, ГРФМЛ, 1982. - 256 с.
13. Соболь И.М. Многомерные квадратурные формулы и функции Хаара. - М.: Наука, ГРФМЛ, 1969. - 288 с.
14. Соболь И.М., Статников Р.Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. - М.: Дрофа, 2006. - 175 с.
15. Митропольский А.К. Техника статистических вычислений. - М.: Наука, ГРФМЛ, 1971. - 576 с.
16. Шеффе Г. Дисперсионный анализ. - М.: Наука, ГРФМЛ, 1980. - 512 с.
17. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Об одной технологии дискретного зондирования пространства исследуемых параметров / Статников И.Н// Современные информационные технологии. - Пенза: Пензенская гос. технол. академия, 2004. - С.63-68.
18. Марсель Г. Трагическая мудрость философии. Избранные работы. - М.: Издательство гуманитарной литературы, 1995. – 215 с.

УДК 537.39:539.374:669.15.002

ЦИКЛИЧЕСКАЯ ТЕРМООБРАБОТКА СРЕДНЕУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ ТОКОМ ВЫСОКОЙ ПЛОТНОСТИ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ ROUND-ROBIN HEAT TREATMENT OF MEDIUM-CARBON STEEL BY HIGH DENSITY CURRENT IN DRAWING

Сташенко В.И., к.ф.-м.н.
(ИМАШ РАН, г.Москва)

Установлен временной интервал пауз в подаче тока промышленной частоты, позволяющий существенно увеличить пластичность при незначительном снижении прочности. Предложена технологическая схема волочения стали без патентирования.
Ключевые слова: *циклическая термообработка, ток высокой плотности, высокопрочная проволока.*

The time domain of the pauses in presenting the current of the industrial frequency allowing greatly enlarge plasticity of steel under small reduction of toughness has been determined. The new technological scheme of steel drawing become has been proposed.
Keywords: *round-robin термообработка, current to high density, высокопрочная wire.*

Совмещение технологических операций волочения и термической обработки среднеуглеродистой стали является весьма важной задачей. В работе получения заготовки из среднеуглеродистой стали высокой прочности и пластичности без длительной промежуточной термообработки в печи и последующее холодное волочение решалось с применением тока высокой плотности (ТВП).

Первоначально определялись режимы ТВП. Целью исследований было выявление дополнительных резервов повышения пластичности проволоки из среднеуглеродистой стали марок 70; 80 при термообработке серией из двух импульсов тока [1-3], с изменением интервала времени между ними $t_п$ – паузы.

Через проволочные образцы длиной 250 мм из стали 70 диаметром 3,2-3,3 мм, полученные после холодного волочения с катанки диаметром 6,5 мм, пропускали электрический ток высокой плотности величиной 65 и 35 А/мм^2 промышленной частоты низкого напряжения с паузой подачи тока, длительность которой $t_п$ менялась в интервале 0,25-4 с после первого импульса тока. Длительность $t_п$ первого и второго импульсов тока менялась от 1 до 3 с.

Нагрев проводили двухступенчато первым и вторым импульсами тока. Длительность первого и второго импульсов тока были равными ($t_{и1}$= $t_{и2}$). Диаграммы импульсов тока (*б*) и двухступенчатого нагрева токами (*а*) и паузой показаны на рис.1. Охлаждение проводилось на воздухе.

Обобщенные результаты многократных исследований пластических свойств проволоки после ее термообработки серией из двух импульсов тока представлены на рис.2, где кривые 1-4, построены по критериям действия тока с паузами разной длительности: относительная пластичность $\delta_т/\delta_{б.т}$ – отношение относительной деформации проволоки, обработанной током $\delta_т$ к относительной деформации без обработки током $\delta_{б.т}$.

Данные по критериям 1-3 получены при плотностях тока 65 А/мм^2 и при равных длительностях нагрева током на первой и второй ступенях. Для критерия 1 по одной секунде, для второго по две секунды, для 3 по три секунды. Данные по пункту 4 получены при плотности тока 35 А/мм^2 и длительностях нагрева (на первой и второй ступенях) по одной секунде. Длительность паузы $t_п$ менялась от 0 до 4,5 с.

Из приведенных результатов испытаний видно, что начиная с времени паузы 0,25 с и до 4 с при пропускании тока плотностью 65 и 35 А/мм^2 пластичность проволоки

возрастает более чем в 2,5 раза при относительном снижении предела прочности не более чем на 40%.

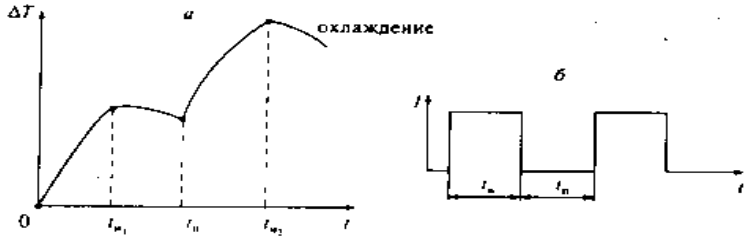


Рис.1. Диаграммы обработки током высокой плотности с паузой подачи:
а) двухступенчатый нагрев током; б) импульсы тока с паузой подачи.

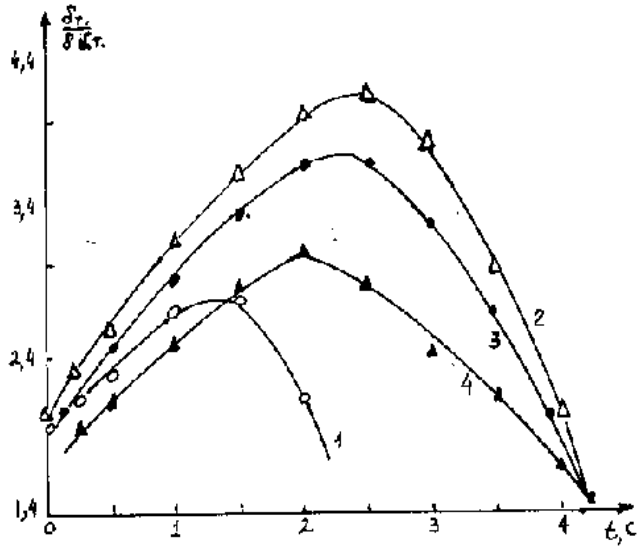


Рис.2. Зависимость относительной пластичности от паузы, Время действия на первой и второй ступенях при плотности 65 А/мм^2:
1 – $t_н$=1 с; 2 - $t_н$=2 с; 3 - $t_н$=3 с; 4 - $t_н$=2 с при плотности тока 35 А/мм^2.

Энергетическое воздействие импульсов тока при плотностях порядка 60-65 А/мм^2, длительности воздействия 0,7-1 с и времени паузы от 2 до 2,5 с наиболее эффективно.

Малые промежутки времени термообработки и высокие скорости нагрева заготовки в 400-500 град/с позволяют проводить термообработку ТВП в динамическом режиме, при высокой скорости движения заготовки.

На основе полученных данных была разработана технология скоростной термообработки.

Токово-тепловое воздействие осуществлялось на двух участках (базах длиной ℓ). По условиям термообработки и способу подведения тока такая схема воздействия является оптимальной. Она позволяет выбирать нужный температурный режим обработки, а также термоциклирование в процессе волочения. Создать условия, при которых проволока и оборудование до и после участков действия тока не находится под электрическим напряжением.

Электрическая схема в этом технологическом цикле представлена на рис.3. Были проведены три протяжки с плотностью тока 65 А/мм^2, с технологической скоростью 80 м/мин с длинами баз ℓ_1, ℓ_2=1,35 м, с длиной базы паузы ℓ=1,7 м, при единичных обжатиях 8%, 12%, 16%, 30-32% соответственно. При первой протяжке волочение осуществлялось с диаметра 4,27 до 3,0 мм с суммарным обжатием 49%. При второй протяжке с 3,0 до 2,1 мм с суммарным обжатием 47%. При третьей протяжке с током волочение осуществлялось с диаметра 2,1 мм до 1,5 мм, с суммарным обжатием 49%. Сразу после третьей протяжки в едином потоке проводилось холодное волочение проволоки с диаметра 1,5 мм до диаметра 1,25 мм с обжатием 30%. Такой технологический цикл исключил патентирование и обеспечил стабильное холодное волочение с необходимыми свойствами проволоки.

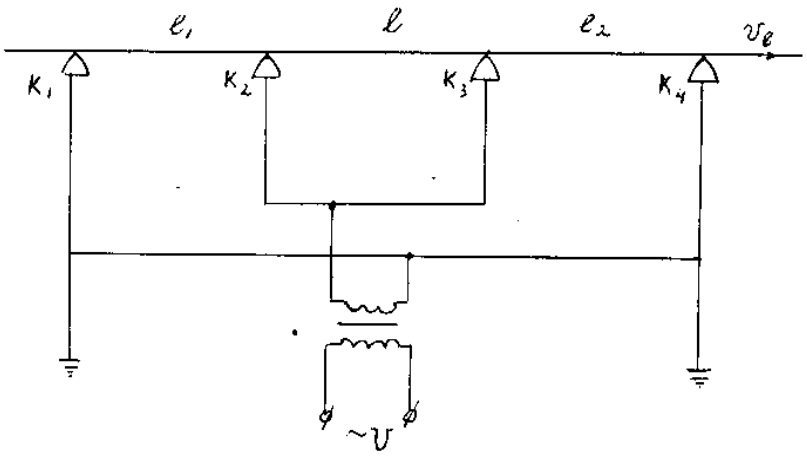


Рис.3. Электрическая схема токово-теплового действия с паузой подачи тока:
ℓ_1,ℓ_2 – базы токово-теплового действия; ℓ - длина базы паузы действия тока;
k_1,k_2,k_3,k_4 –электроконтакты; U – напряжение, подаваемое на однофазный силовой трансформатор; $V_в$ – скорость волочения.

Применение скоростной термообработки током высокой плотности позволяет интенсифицировать процесс пластической деформации и разрабатывать эффективные технологии волочения труднодеформируемых сплавов, повышающих производительность труда, сокращающих технологический цикл производства высокопрочной проволоки.

Список литературы

1. Ицхоки Я.С. Импульсные устройства. М.: Советское радио, 1959. 728 с.
2. Сташенко В.И., Троицкий О.А. Влияние формы и режимов прохождения импульсов тока на пластическую деформацию кристаллов цинка // Докл. АН СССР. 1982. Т. 267. №3. С.638.
3. Сташенко В.И. Способ электроконтактного нагрева заготовок. Патент RU 2151200. 2000.

УДК 620.172.25

СТРУКТУРА И СВОЙСТВА NbTi СВЕРХПРОВОДНИКА, ПРОКАТАННОГО С ТОКОМ

STRUCTURE AND PROPERTIES OF NbTi SUPERCONDUCTOR PROCESSED BY ELECTROPULSE ROLLING

Столяров В.В., д.т.н.

(ИМАШ РАН, Москва, Россия)

Исследуются деформируемость, микроструктура, микротвердость, механические и сверхпроводящие свойства одножильного NbTi сверхпроводника, полученного интенсивной пластической деформацией с импульсным током. Показана эффективность взаимодействия деформации и тока для получения наноструктуры и создания токонесущей способности сверхпроводника.

Ключевые слова: *наноструктура, сверхпроводник, прокатка, импульсный ток, механические свойства*

Deformability, microstructure, microhardness, mechanical and superconducting properties of single-core NbTi superconductor processed by severe plastic deformation with a pulse current are investigated. Efficiency of interaction of deformation and a current for nanostructure formation and creations current-carrying ability in the superconductor is shown.

Keywords: *nanostructure, superconductor, cold rolling, pulse current, mechanical properties*

1. ВВЕДЕНИЕ

Технические многоволоконные композиционные сверхпроводники на основе сплава NbTi являются наиболее широко используемым материалом в производстве сверхпроводящих магнитных систем. Стандартная технологическая схема производства сверхпроводящих проводов из сплава NbTi является многостадийной, с большими истинными деформациями, энерго- и трудоемкой и очень продолжительной во времени. В работе [1] показано, что заключительная стадия деформации является определяющей в формировании сверхпроводящих свойств этого материала. В ряде исследований [2, 3] для этого использовали интенсивную деформацию равноканального многоуглового прессования. Особенность термодинамики электропластической деформации (ЭПД) и формирования микроструктуры позволяет рассчитывать на резкое интенсифицирование механизмов формирования требуемых высокодисперсных выделений в сверхпроводящей матрице NbTi. ЭПД могла бы резко сократить длительность и энергоемкость технологии производства технических сверхпроводников на основе сплава NbTi. Не исследованным остается особенность проявления электропластического эффекта (ЭПЭ) при деформировании композиционных материалов на основе сплава NbTi и его влиянии на свойства NbTi сверхпроводника.

Целью работы является исследование возможности применения электропластической прокатки для получения сверхпроводящей проволоки из композита Cu-Nb-NbTi.

2. МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследования проводились на одножильных прутках ∅9х120 мм, изготовленных на ОАО ЧМЗ. Центральная жила из сплава Nb-47вес.% Ti изолирована тонким барьером из ниобия от внешней медной оболочки. Микроструктура исходного сплава состоит из крупных зерен твердого раствора замещения β-Ti (ОЦК) в Nb (ОЦК) и частиц фазы α- Ti (ГПУ).

Холодная и электропластическая прокатка (ЭПП) проводились в ручьевых калибрах при регулируемом разовом обжатии по толщине 50 и 100 мкм, соответственно. Температура и скорость прокатки составляли 22 °С и 50 мм/с. Истинная деформация при прокатке **е** вычислялась по формуле: $\mathbf{e} = \ln D^2_0 / D^2_к$, где D_0, $D_к$ – начальный и конечный диаметры прутка. Отжиг образцов и последующее охлаждение проводились в печи с воздушной атмосферой при температуре 380^0С и 400^oС в течение 1 час. После каждого шага прокатки образцы охлаждались в воде. Плотность тока j и длительность импульса τ в ходе прокатки поддерживались постоянными и равными 100 А/мм^2 и 120 мкс, соответственно.

Микротвердость в поперечном сечении прутка измеряли на приборе ПМТ-3М с точностью 5%, при нагрузке 100 г и выдержке 15 с. Исследование металлографической структуры проводили на микроскопе Axiovert 40 MAT на образцах после полировки и травления в реактиве: 4 ч HNO_3, 5 ч H_2O и 1 ч HF. Для исследования тонкой структуры использовали метод просвечивающей электронной микроскопии фольг в микроскопе JEM – 2100. Фольги готовили электроискровой вырезкой, механическим и электролитическим утонением в электролите: CH_3OH - 600 мл, C_4H_9OH - 350 мл, $HClO_4$ - 60 мл. Испытания на растяжение с током (j = 100 А/мм^2 τ = 120 мкс) и без тока проводились при комнатной температуре на машине ИР 5081-20 со скоростью 0.5 мм/мин. Для испытаний использовали образцы, вырезанные из сердцевины, с рабочей частью 1х3х20 мм^3. Критическая плотность тока Jc рассчитывалась по измеренным значения критического тока Ic исследуемого образца. Критический ток определяли по методике ОАО ВНИИНМ, по вольт-амперной характеристике (ВАХ) проволочного сверхпроводника в гелии, при индукции постоянного магнитного поля 1, 3 и 5 тл. Образцы для измерений ВАХ представляли собой провод сечением 1 мм^2 и длиной 2 м, полученный методом ЭПП и последующим отжигом для снятия напряжений при температуре Т = 250^oС в течении 15 минут.

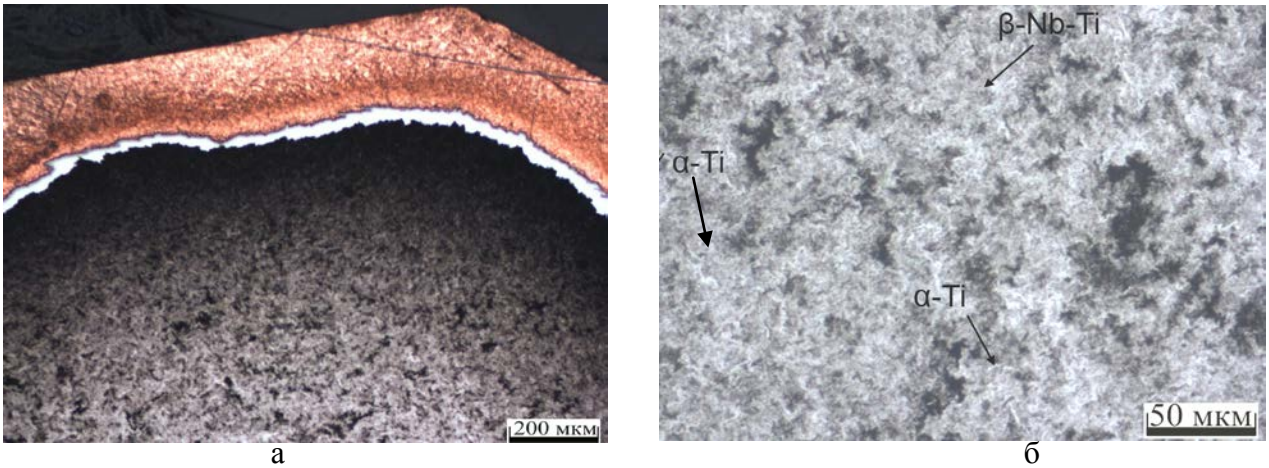
3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Деформируемость

Сравнение деформируемости при прокатке без тока и с током не выявило заметного влияния электропластической прокатки на максимальную (накопленную) деформацию. Однако введение тока при прокатке позволило увеличить степень обжатия при единичном проходе с 50 до 100 мкм, что свидетельствует о некотором технологическом преимуществе метода ЭПП.

Микроструктура

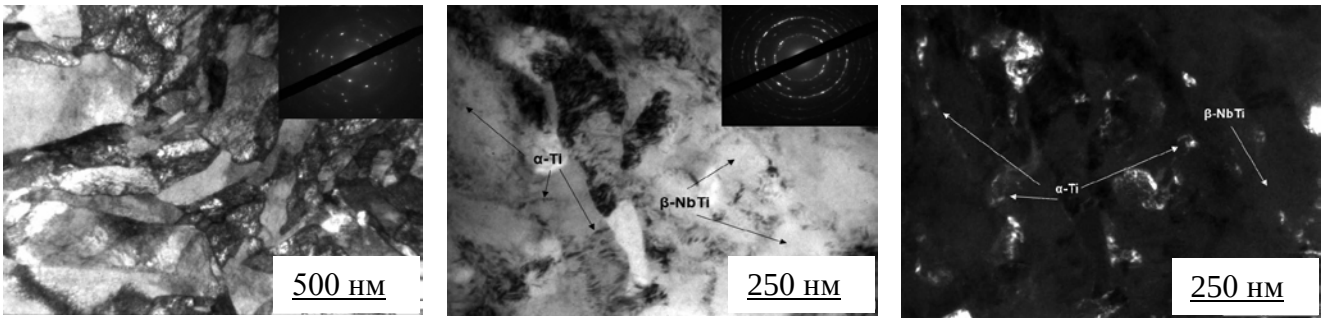
На рис.1а представлена макроструктура образца в поперечном сечении после ЭПП. Она характеризуется равноосными, относительно мелкими зернами в NbTi и более крупными зернами в меди. ЭПП в калибрах изменяет профиль сечения от круглого до восьмигранного.



а б

Рис.1. Макроструктура образца (а) и микроструктура сердцевины (б) образца после ЭПП, е=2.2 (б) (поперечное сечение)

ПЭМ выполняли на фольгах в поперечном сечении прутка до и после отжига при Т=400 °С. На рис.2а можно наблюдать ультрамелкозернистую (УМЗ) структуру. Размеры отдельных зерен приближаются к 100-200 нм. Встречаются как мелкие, так и крупные зерна, которые являются скорее всего следствием рекристаллизации и роста зерен. Вид структуры не позволяет в явном виде идентифицировать присутствие и объемную долю α-фазы. Вид электронограмм соответствует промежуточному состоянию между КЗ и наноструктурным



а б в

Рис. 2. Микроструктура сплава Nb - 47масс.% Ti после ЭПП (e = 2,2) до (а) и после (б, в) отжига: а, б – светлое поле; в – темное поле.

Постдеформационный отжиг при 400 °С (рис.2 б, в) приводит к более однородной и более измельченной структуре, размер зерен основной фазы в которой менее 100 нм. Следует иметь в виду, что масштаб маркеров на рис. 2а и 2 б,в разный, а увеличение на рис. 2б, в больше, чем на рис.2а. Отмечается кольцевой характер электронограммы, вид которой типичен для нанокристаллической структуры. Предполагается, что множество наноструктурных выделений соответствует фазе α-Ti. Темнопольное изображение структуры (рис.2 в) в рефлексе фазы α-Ti позволяет точнее определить размер и объемную долю α данной фазы, которые, соответственно, составляют 1-4 нм и менее 10%. В соответствие с теоретической оценкой [4] и экспериментальными данными [5, 6] максимальный пиннинг и высокие значения критического тока достигаются при α = 35- 40 %.

Эволюция микротвердости

В прутке, прокатанном без тока, выполнены измерения микротвердости до и после отжига, температура которого 380 °С выбрана на основании литературных данных об интенсивном выделении α-Ti частиц. Результаты измерения микротвердости сплава в ходе холодной прокатки и промежуточных отжигов приведены в табл. 1.

Таблица 1 Микротвердость (МПа) разных зон прутка при холодной прокатке и отжиге.

N	Диаметр, мм	Деформация, e	Зоны сверхпроводника		
			NbTi	**Nb**	**Cu**
1	9.0 (исх.)	0	1562	1264	1006
2	7.0	0,50	1521/2346	1298/1842	1013/818
3	6.0	0,81	1659/2371	1337/1940	1021/861
4	3.0	2,20	1810/1617	-	1105/544
5	1.0	4,40	1783/1758	-	1041/714

Примечание. – в числителе/знаменателе микротвердость до/после отжига

Из таблицы видно, что вследствие деформационного упрочнения с увеличением

деформации микротвердость всех трех зон слабо растет, при этом наиболее заметно в NbTi сердцевине сверхпроводника. Для деформации e=0.5-0.81 отжиг повышает микротвердость сердцевины почти на 50 %, что связано с процессом старения, т.е. распадом метастабильной β-фазы и выделением дисперсных частиц α-фазы. С увеличением деформации до e=2.2-4.4 отжиг приводит к значительному снижению микротвердости всех зон, которое связано с рекристаллизацией и ростом зерен в процессе отжига, а для сердцевины дополнительно с частичным растворением упрочняющей α-фазы, которая является метастабильной и может как образовываться, так и растворяться в процессе отжига.

Результаты исследования эволюции микротвердости в результате ЭПП и последующего отжига приведены в табл. 2. Видно, что NbTi сердцевина и ниобиевый слой имеют постоянный рост микротвердости. Микротвердость в меди на начальном этапе деформирования также увеличивается, но в процессе прокатки её слой уменьшается, а влияние нагрева в процессе ЭПП сохраняется, поэтому после накопленной степени деформации e =2.2 значения микротвердости постепенно снижаются.

Таблица 2. Микротвердость (МПа) различных слоев прутка в процессе ЭПП

№ пп	Диаметр, мм	Накопленная деформация	Зоны сверхпроводника		
			NbTi	**Nb**	**Cu**
1	7.0	0,50	2402	1850	815
2	6.0	0,81	2433	1940	1852
3	3.0	2,20	3048	2080	1716
4	1.0	4,40	3182	-	1654

На рис.3 представлены деформационные зависимости микротвердости в центральной части прутка при различных видах термомеханической обработки (холодная прокатка, холодная прокатка + отжиг, ЭПП + отжиг). Отмечается слабое деформационное упрочнение при интенсивной деформации прутка в процессе холодной прокатки (кривая 1). Из сравнения поведения кривых 2 и 3 следует, что влияние отжига при одинаковых значениях деформации на микротвердость прутка, прокатанного с током и без тока, является противоположным. Отжиг холоднокатаного прутка приводит к разупрочнению (кривая 2), а отжиг прутка, прокатанного с током, упрочняет сплав (кривая 3).

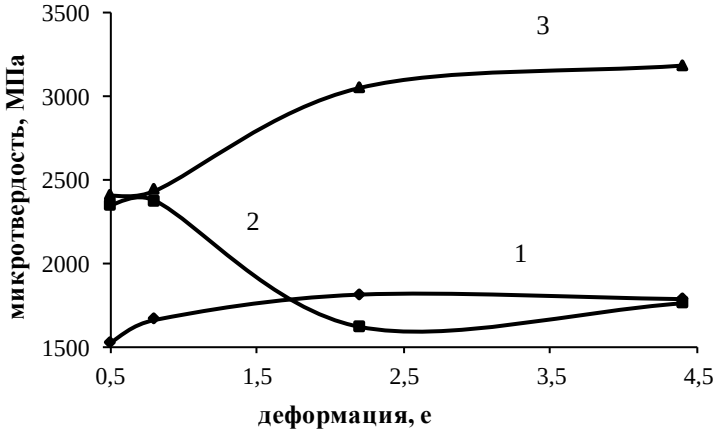


Рис.3. Зависимость микротвердости от деформации сплава Nb-47вес.%Ti :
1 – прокатка без тока; 2 - холодная прокатка + отжиг 380^{o}C; 3 - ЭПП + отжиг 380^{o}C

Разнонаправленное действие отжига связано, по-видимому, с тепловым действием тока и, соответственно, деформационным старением при прокатке с током.

Механические и сверхпроводящие свойства

На рис. 4 приведены диаграммы растяжения без тока и с током образца, вырезанного из сердцевины прутка после ЭПП и отжига.

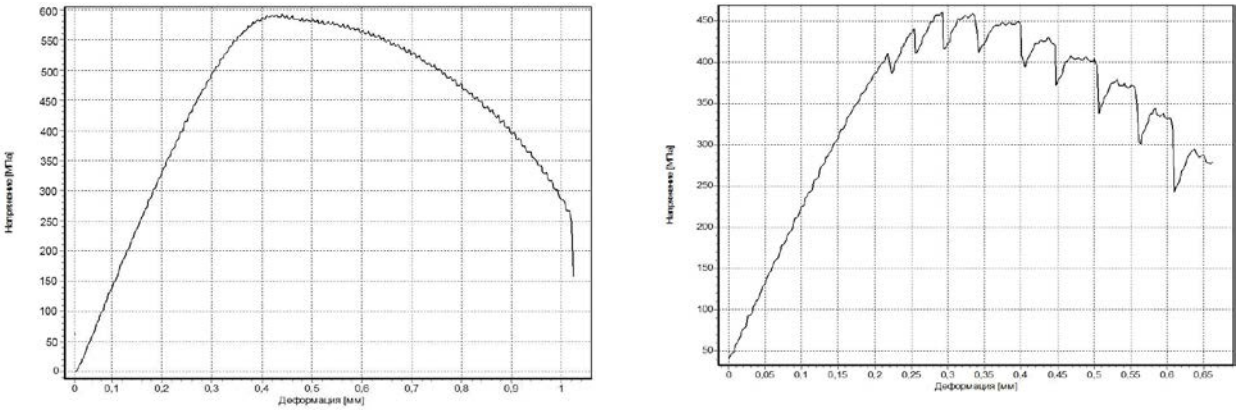


Рис. 4. Диаграммы растяжения без тока (а) и с током (б) ЭПП сплава после отжига

Из сравнения двух кривых видно, что введение импульсного тока при растяжении снижает пределы текучести и прочности металла (табл.3) на 100-130 МПа. Причем, прыжки напряжения при подаче импульсов тока начинаются на стадии пластической деформации, что подтверждает проявление электропластического эффекта (ЭПЭ) в сплаве.

Таблица 3. Механические свойства и критическая плотность тока сплава NbTi

Механические свойства	$\sigma_{0,2}$, МПа	468 / 365
	$\sigma_в$, МПа	592 / 460
	δ, %	8.4 / 5.0
Критическая плотность тока в поле: 1 Тл 3 Тл 5 Тл	Jc, А/см^2	 26500 14700 8700

***Примечание*:** в числителе и знаменателе механические характеристики без тока и с током

При подаче импульса тока наблюдается мгновенный спад напряжения, а затем быстрое, но более плавное восстановление. Несмотря на снижение напряжения течения увеличение пластичности не наблюдалось: относительное удлинение в данном случае не отражает истинную пластичность материала, а связано с накоплением деформации в процессе каждого скачка на диаграмме.

В композиционном проводе площадью поперечного сечения 1 мм^2 были выполнены измерения критического тока Ic и плотности тока Jc в магнитном поле 1, 3 и 5 Тл на наличие сверхпроводящих свойств (табл.3). С увеличением магнитной индукции плотность тока падает и в поле 5 Тл составляет $8{,}7\times10^3$ А/см^2. Поскольку оптимизация режимов термомеханической обработки на данном этапе работ не проводилась, то эта величина ниже достигнутого уровня в многожильном сверхпроводнике [6]. Тем не менее, она свидетельствует о наличии сверхпроводящих свойств и токонесущей способности проводника, обусловленных измельчением микроструктуры.

Выводы

1. Прокатка с током одножильного NbTi сверхпроводника способствует повышению единичного обжатия по сравнению с прокаткой без тока.
2. Постдеформационный отжиг формирует двухфазную наноструктуру. При одинаковых деформациях отжиг снижает микротвердость холоднокатаного прутка и повышает микротвердость ЭПП прутка.
3. Скачки напряжения при растяжении с током свидетельствуют о проявлении электропластического эффекта.
4. Показано, что одножильный композит после ЭПП обладает токонесущей способностью, обусловленной наличием наночастиц α-фазы.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант №11-08-00327_а), Минобрнауки (контракт 14.740.11.0825). Автор благодарен дипломнице Фроловой А.В., при участии которой был выполнен ряд экспериментов.

Список литературы

1. Потанина Л.В. Исследование качества двойных NbTi и тройных NbTiTa сплавов и разработка сверхпроводников на их основе для различных технических применений: Автореф. дисс. канд. техн. наук. М.:ВНИИНМ им. А.А. Бочвара. 2006.
2. Белошенко В.А., Чишко В.В., Матросов Н.И. Влияние деформационно-термической обработки с применением равноканального многоуглового прессования на сверхпроводящие свойства сплава NbTi // Физика низких температур, 2010, Т. 36, № 12, С. 1295–1299
3. Beloshenko V.A., Konstantinova T.E., Matrosov N.I., Spuskanyuk V.Z. // J. Superconduct. Novel Magnetism. 2009. V. 22. P. 505.
4. Stejic G., Cooley L.D., Joynt R., Larbalestier D.C., Takacs S.T. Numerical Calculation of Flux Pinning by α–Ti Precipitates in Nb-Ti // Supercond. Sci. Technol., 1992, V.5, P. 176-179.
5. Cooley L., Lee P., Larbalestier D. "Chapter B3.3.2: Processing of Low-Tc Conductors: the Alloy Nb-Ti," // Handbook of Superconducting Materials / Ed. by D.A. Cardwell, D.S. Ginley. Bristol: Institute of Physics. 2003. V. 1. P. 603-639.
6. Chernyi O.V., Andrievskaya N.F., Ilicheva V.O., Storozhilov G.E., Lee P.J., Squitieri A.A. The Microstructure and Critical Current Density of Nb-48 wt.% Ti Superconductor With Very High Alpha-Ti Precipitate Volume and Very High Critical Current // Advances in Cryogenic Engineering. 2002. V. 48.

УДК 621

ОДНОСТУПЕНЧАТОЕ КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

SINGLE-STEP CONSTRUCTION AND TECHNOLOGICAL SUPPORT OF MACHINE PARTS OPTIMAL DURABITITY

Суслов А.Г., д.т.н.
(Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия)

Приведена структурная схема одноступенчатого обеспечения оптимальной долговечности деталей машин. Приведены некоторые данные по одноступенчатому конструкторско-технологическому обеспечению контактной жесткости деталей машин.

Ключевые слова: *оптимальная долговечность; детали машин; эксплуатационные свойства; технологическое обеспечение.*

The functional block diagram of single-step support of machine parts optimal durability is given. The certain data on single-step constructional and technological support of machine parts contact rigidity are given.

Keywords: *optimal durability; machine parts; service properties; technological support.*

Структурная схема решения этой проблемы представлена на рис. 1.

Как видно из структурной схемы, вначале определяется оптимальная долговечность деталей машин, исходя из минимальных затрат на их изготовление, восстановление или замену за весь срок работы машины.

$$\frac{\sum_{i=1}^{T_{опт}} C_{з.д.i}}{T_{опт}} \to \min, \qquad (1)$$

где $C_{з.д.i}$ – совокупные затраты, приходящиеся на деталь в в i-ом году эксплуатации изделия; $T_{опт}$ – оптимальная долговечность детали.

После этого, исходя из функционального назначения, устанавливаются эксплуатационные свойства, определяющие долговечность деталей (блок 2). Это могут быть прочность при действии на детали больших нагрузок, контактная жесткость для высокоточных изделий, износостойкость для пар трения, герметичность для герметизируемых соединений и т.д.

Затем производится расчет допустимых значений эксплуатационных свойств, обеспечивающих оптимальную долговечность деталей (блок 3). Расчеты производятся по теоретическим или экспериментальным уравнениям, описывающим взаимосвязь эксплуатационных свойств, обеспечивающих оптимальную долговечность деталей (блок 3). Расчеты производятся по теоретическим или эмпирическим уравнениям, описывающим взаимосвязь эксплуатационных свойств с физико-механическими характеристиками материалов деталей, качеством их рабочих поверхностей и условиями эксплуатации [1, 2, 3,4].

В блоке 4 по формируемому в настоящее время банку данных по технологическому обеспечению эксплуатационных свойств деталей машин и их соединений (таблица) [1,5]

осуществляется выбор методов окончательной обработки рабочих поверхностей деталей машин.

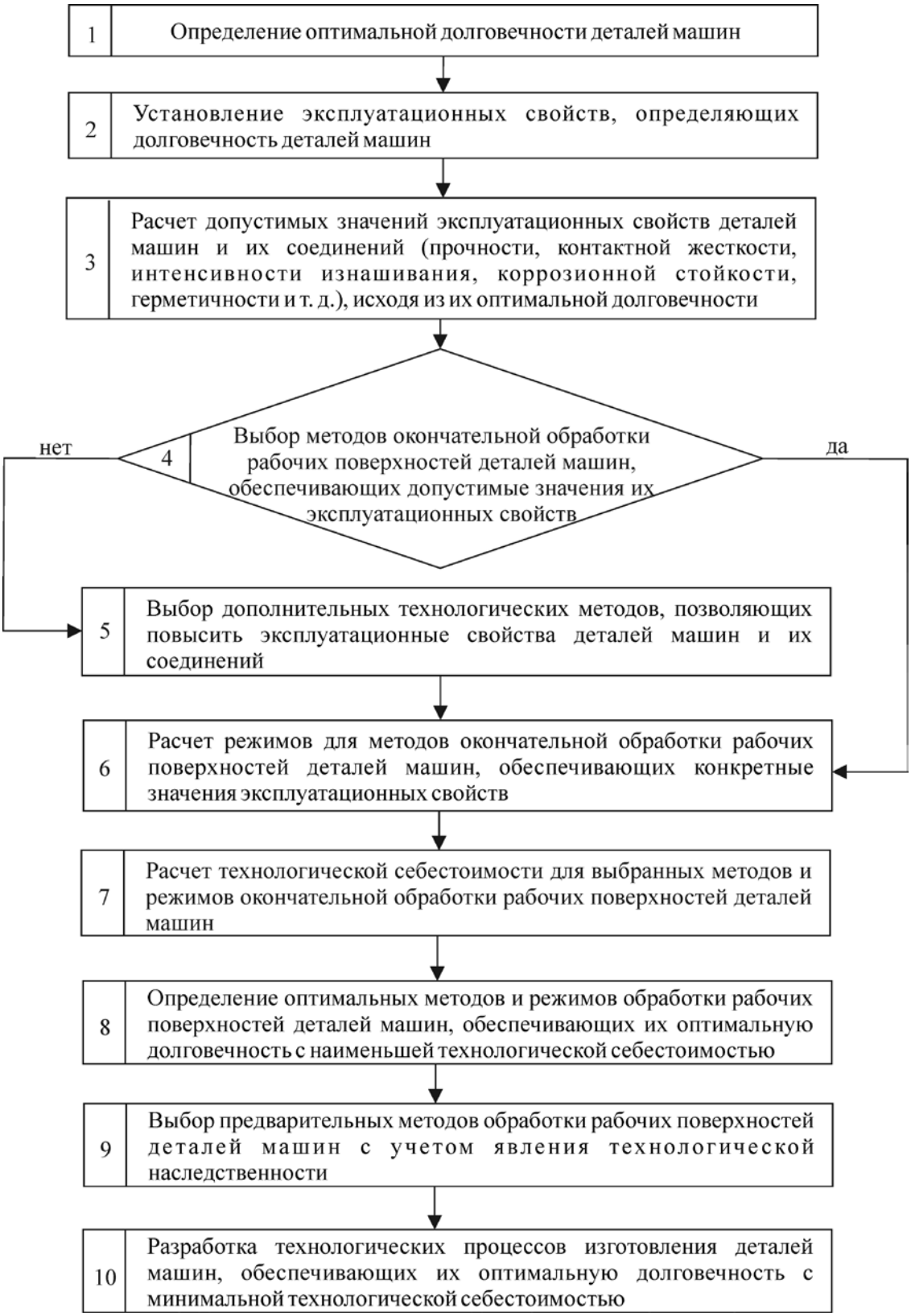


Рис. 1. Структурная схема одноступенчатого обеспечения оптимальной долговечности деталей машин

Возможности методов обработки в обеспечении нормальной контактной жесткости наружных цилиндрических поверхностей при первом и повторных нагружениях

Метод обработки	Нормальная контактная жесткость, Па/мкм	
	При первом нагружении j_1	При повторных нагружениях j_n
Точение		
- черновое	0,24…19,74	0,43…41,1
- получистовое	1,79…35,38	4,98…63,18
- чистовое	4,41…41,6	17,18…78,51
Круглое шлифование		
- черновое	17,35…51,91	42,35…103,55
- получистовое	22,4…57,37	59,73…122,91
- чистовое	33,73…65,89	78,08…137,94
Алмазное выглаживание	24,9…150,2	31,2…185,6
Обкатывание шариком	7,2…160	15,1…160,2

Если допустимое значение эксплуатационного свойства детали не могут обеспечить традиционные технологические методы обработки, то необходимо применить специальные методы, обеспечивающие повышенные значения эксплуатационных свойств (блок 5). Это могут быть различные физико-термические методы обработки, легирование или нанесение покрытий.

После установления методов окончательной обработки рабочих поверхностей деталей машин осуществляется определение режимов, обеспечивающих конкретные численные значения эксплуатационных свойств (блок 6). Эти режимы рассчитывают по теоретическим или эмпирическим уравнениям взаимосвязи эксплуатационных свойств непосредственно с режимами обработки [1, 5].

Например, для контактной жесткости они имеют следующий вид:

- с учетом только шероховатости:

$$j_1 = 11,4\frac{H_{HB}^{0.37}}{s^{0.18}z^{0.24}};$$

$$j_n = 23,7\frac{H_{HB}^{0.35}}{s^{0.13}z^{0.17}}.$$

- с учетом шероховатости и волнистости:

$$j_1 = 7,18\frac{H_{HB}^{0.41}}{s^{0.36}z^{0.19}};$$

$$j_n = 18,4\frac{H_{HB}^{0.34}}{s^{0.27}z^{0.19}},$$

где s – подача, мм; z – зернистость; $H_{НВ}$ – твердость материала заготовки.

Для ускорения получения таких данных нормализуются методы испытаний и создаются автоматизированные системы научных исследований [5].

Так как одно и то же значение эксплуатационного свойства может быть обеспечено несколькими методами, например тонким точением и шлифованием, то производится расчет технологической себестоимости окончательной обработки рабочих поверхностей этими методами с установленными режимами (блок 7). В результате этих расчетов устанавливаются методы и режимы окончательной обработки рабочих поверхностей,

позволяющие с наименьшей технологической себестоимостью обеспечить оптимальную долговечность деталей.

Затем выбираются предварительные методы и режимы обработки рабочих поверхностей деталей машин с учетом явления технологической наследственности, а именно каждый последующий метод обработки, исходя из технологической себестоимости, позволяет повысить точность на 1-2 квалитета [6]. Так как предварительных методов обработки может быть несколько, то после определения режимов также рассчитывается их технологическая себестоимость и выбираются методы, обеспечивающие требуемую точность с наименьшей технологической себестоимостью.

После этого назначаются методы обработки остальных поверхностей деталей машин. Все эти методы структурируют с методами обработки рабочих поверхностей и разрабатываются процессы изготовления деталей машин, обеспечивающие их оптимальную долговечность с наименьшей технологической себестоимостью.

Следует отметить, что решение задач, изложенных в блоках 1, 3 – 10 является формализованными и при накоплении банка данных по технологическому обеспечению непосредственно эксплуатационных свойств деталей машин, они могут решаться на ЭВМ в существующих системах автоматизированного проектирования технологических процессов.

Список литературы

1. Суслов А.Г, Федоров В.П., Горленко О.А. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей и их соединений/под ред. А.Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2006 г. 448 с.
2. Энциклопедия Машиностроение Т IV -3. Надежность машин / под ред. В.В. Клюева. М.: Машиностроение, 2000 г. 592 с.
3. Качество машин. Справочник в 2 т. Т 1 / под ред. А.Г. Суслова. М.: Машиностроение, 1995г. 263 с.
4. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
5. Инженерия поверхности деталей машин / под ред. А.Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2008 г. 318 с.
6. Суслов А.Г., Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2005 г. 630 с.

УДК 621.941-50

ПОВЫШЕНИЕ ФУНКЦИОНАЛЬНОЙ НАДЕЖНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПУТЕМ СТАБИЛИЗАЦИИ МОЩНОСТИ РЕЗАНИЯ

Терешин М.В., к.т.н., Гурин В.Д., д.т.н.
(ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия)

Показана возможность повышения функциональной надежности механической обработки за счет более полного использования ресурса инструмента при снижении вероятности его функционального отказа вследствие катастрофического износа путем оперативного управления процессом резания по мощности резания. Разработан алгоритм управления процессом резания на примере точения стали 45.

Оперативное управление процессом резания по мощности резания является дальнейшим развитием метода управления по максимальной температуре. Создание системы такого оперативного управления может быть проиллюстрировано на примере операции продольного точения заготовки из стали 45Х резцами с неперетачиваемыми трехгранными пластинами из твердого сплава Т15К10.

Цель системы управления - обеспечение надежности технологических систем металлообработки в условиях мелкосерийного автоматизированного производства путем управления режимами резания в процессе обработки деталей.

Задача системы управления - обеспечения более полного использования ресурса инструмента при значительном снижении вероятности его функционального отказа вследствие катастрофического износа инструмента.

В результате исследований [1] было установлено, что переход инструмента в зону катастрофического износа определяется достижением, максимальной температурой значения температуры теплостойкости инструментального материала. Для быстрорежущего инструмента – это температура отпуска быстрорежущей стали, для твердого сплава – температура начала разупрочнения связки. Изменения максимальной температуры в процессе резания возможны, например, в связи с ростом износа инструмента, а также вследствие колебаний от заготовки к заготовке твердости обрабатываемого материала и припуска на обработку. Управляя режимами резания в процессе обработки таким образом, чтобы не допустить достижения максимальной температурой в режущей части инструмента значения температуры теплостойкости инструментального материала можно исключить возможность перехода инструмента в зону катастрофического износа.

Выбор критерия управления производили исходя из гипотезы, что в теплоту переходит работа, затраченная непосредственно на осуществление процесса резания. При этом большая часть теплоты – до 70% - уносится стружкой. Остальная часть распределяется между деталью и инструментом примерно поровну. Максимальная температура наиболее прогретой части режущей кромки инструмента определяется балансом количества поступающей в него теплоты в единицу времени, то есть мощностью источника теплоты и теплоотводом, зависящим от теплопроводности инструментального материала и используемых смазочно-охлаждающих технологических сред.

Для лезвийной обработки характерна высокая скорость роста температуры инструмента в начале работы и стабилизация ее за относительно короткий период времени. Такая стабилизация означает, что температура режущей части инструмента не зависит от времени обработки детали, а определяется только мощностью источника теплоты, а последняя в свою очередь напрямую определяется мощностью резания. Таким образом, можно говорить о том, что стабилизируя мощность резания можно стабилизировать

количество поступающей в инструмент теплоты в единицу времени и, как следствие, максимальную температуру наиболее прогретой части режущей кромки инструмента в процессе обработки им детали. Поэтому мощность резания может быть использована в качестве критерия управления.

Следует отметить, что при одинаковом с температурой характере воздействия на состояние инструмента, выбор мощности резания в качестве критерия управления обуславливается возможностью ее относительно простого определения. Мощность резания (Nрез) может быть определена с помощью формулы (1) по мощности, потребляемой электроприводом станка (Nэпс), за минусом величины суммарной мощности потерь в коробке скоростей (Nкс) и коробке подач (Nкп):

$$Nрез = Nэпс - (Nкс + Nкп). \quad (1)$$

Мощность, потребляемая электроприводом, определяется по специальному алгоритму путем вычисления по измеренным соответствующими датчиками значениям электрических характеристик по каждой из трех фаз. Суммарная мощность потерь в коробках скоростей и подач зависит от частоты вращения ротора электропривода (n) и определяется как произведение последней на суммарный момент сопротивления в коробках скоростей и подач Мскс + Мскп по формуле (2):

$$Nкс + Nкп = 2 \cdot \pi \cdot n/60 \cdot (Мскс + Мскп). \quad (2)$$

Значение этого суммарного момента сопротивления определяется перед началом обработки в момент подвода инструмента к обрабатываемой поверхности с рабочей подачей и известной частотой вращения электропривода, соответствующей режиму минимальной производительности. Это значение запоминается в памяти блока управления режимом резания. При переходе на рабочий режим и при изменении режима резания в процессе обработки значение суммарной мощности потерь пересчитывается блоком управления в каждый момент времени обработки детали с учетом текущего значения частоты вращения ротора электропривода по формуле (2). Определенное таким образом значение (Nкс + Nкп) учитывается при определении мощности резания по формуле (1).

Мощность резания представляет собой произведение тангенциальной составляющей силы резания (Pz) на скорость резания (v), или момента резания (Мрез) на угловую скорость вращения шпинделя (ω) – формула (3). Момент резания определяется как произведение составляющей силы резания (Pz) на радиус обрабатываемой поверхности (R).

$$Nрез = Pz \cdot v = Мрез \cdot \omega = Pz \cdot R \cdot \omega = Pz \cdot R \cdot 2 \cdot \pi \cdot n/60. \quad (3)$$

Из формулы (3) видно, что для обеспечения постоянным значения мощности резания равным значению заданной уставки, с развитием износа инструмента и, как следствие, с увеличением силы резания (Pz), скорость резания должна уменьшаться. Таким образом, частично изношенный инструмент будет продолжать работать на меньшей, по сравнению с острым инструментом скоростью, но с постоянной мощностью резания. При изменении твердости обрабатываемой заготовки значение составляющей силы Pz также будет меняться. В этом случае постоянство мощности также достигается изменением скорости резания, определяемой частотой вращения шпинделя и радиусом обрабатываемой поверхности.

При обработке поверхностей переменного диаметра – торцы, фасонные поверхности, ступенчатые валы и т.д. часто возникает необходимость стабилизации скорости резания на разных диаметрах путем изменения частоты вращения шпинделя станка. При постоянстве в течение обработки одной поверхности тангенциальной составляющей силы резания Pz и мощности резания Nрез, угловая скорость и, как следствие, частота вращения шпинделя будет изменяться с изменением радиуса обрабатываемой поверхности.

Изменяя в течение рабочего хода частоту вращения шпинделя, можно управлять процессом резания, поддерживая постоянным как значение мощности и, как следствие максимальной температуры, так и скорости резания при изменении радиуса обработанной поверхности. Изменение частоты вращения шпинделя осуществляется путем изменения частоты вращения электропривода станка с учетом передаточного отношения коробки скоростей. Поэтому в качестве регулирующего фактора при управлении процессом резания предлагается использовать частоту вращения электропривода станка.

Таким образом, путем оперативного изменения частоты вращения электропривода станка с развитием износа инструмента а также при возможном изменении твердости обрабатываемой заготовки и радиуса обрабатываемой поверхности мощность резания не достигает значения предельной максимальной мощности. В этом случае максимальная температура инструмента не достигнет температуры теплостойкости инструментального материала и инструмент не допускается в зону катастрофического износа, что предотвращает возможность его аварийного отказа.

С развитием износа инструмента частота вращения электропривода станка будет уменьшаться, что при постоянной оборотной подаче будет приводить к уменьшению минутной подачи и, как следствие, к уменьшению производительности резания. Решение о замене на дублирующий затупившегося инструмента должно приниматься не по достижении им предельно допустимого износа, а в том случае, когда фактическая производительность резания изношенным инструментом окажется ниже минимальной, заранее заданной уставкой в блоке управления. Значение минимальной производительности определяется исходя из допускаемой предельной себестоимости обработки с учетом стоимости станкоминуты работы данного станка.

В качестве критерия отказа принята минимальная производительность.

Результаты проведенного анализа могут быть представлены в виде таблицы 1.

Таблица 1

Наименование работы	**Содержание работы**
Цель системы управления	Обеспечение надежности технологических систем металлообработки в условиях мелко- серийного автоматизированного производства путем управления режимами резания.
Задача системы управления	Обеспечения более полного использования ресурса инструмента при значительном снижении вероятности его функционального отказа вследствие катастрофического износа.
Критерий управления (КУ)	Мощность резания
Способ контроля КУ	Прямое измерение
Регулирующий фактор	Частота вращения электропривода станка
Критерий отказа	Минимальная производительность

Определив таким образом цели и задачи решаемые системой оперативного управления режимами резания, а также критерии управления и регулирования, определив критерий отказа технологической системы можно приступать к разработке алгоритма и управляющей программы.

Алгоритм управления процессом резания при точении стали 45 резцами с трехгранными пластинами Т15К10 по мощности представлен на рис. 1.

На представленной блок-схеме:

Блок 1 – блок формирования исходных данных. В этом блоке задаются уставки по мощности резания и минимальной производительности.

Блок 2 – начало работы на режиме минимальной производительности и определение суммарного момента сопротивления коробок скоростей и подач.

Блок 3 – контроль мощности резания, расчет текущего рабочего значения частоты вращения электропривода в соответствии с заданной уставкой и перевод станка на этот режим. Расчет текущей производительности обработки.

Блок 4 – сравнение текущей производительности ПРтек с критерием отказа ПРmin.

ДА - переход к блоку 3 для продолжения обработки.

НЕТ - переход к блоку 5.

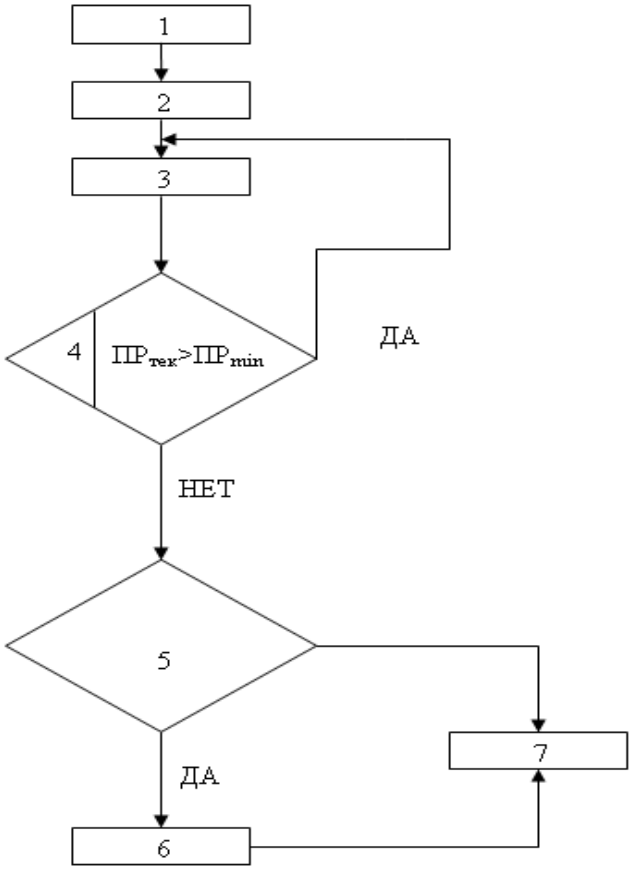


Рис. 1. Алгоритм управления процессом резания по мощности при точении стали 45 резцами с неперетачиваемыми трехгранными пластинами Т15К10.

Решение о немедленном окончании рабочего хода, или о доработке детали на режиме минимальной производительности принимается путем сравнения времени на окончание обработки со временем, необходимым на остановку станка, замену инструмента, пуск станка и продолжение обработки. В любом случае после окончания обработки инструмент удаляется со станка и отправляется на переточку.

Блок 5 - блок формирования решения о возможности доработать деталь на режиме ниже минимальной производительности.

ДА - доработать деталь и сменить затупившийся инструмент.

НЕТ - остановить станок и заменить затупившийся инструмент.

Блок 6 - доработка детали на режиме ниже минимальной производительности.

Блок 7 – остановка станка и замена затупившегося инструмента.

Выводы

1. Решение задачи обеспечения более полного использования ресурса инструмента при значительном снижении вероятности его функционального отказа вследствие

катастрофического износа возможно путем оперативного управления процессом резания.

2. В качестве критерия управления процессом резания может быть использована мощность резания.
3. В качестве регулирующего фактора при управлении процессом резания предлагается использовать частоту вращения ротора электропривода станка.
4. Решение о замене на дублирующий затупившегося инструмента должно приниматься не по достижении им предельно допустимого износа, а в том случае, когда фактическая производительность резания изношенным инструментом окажется ниже минимальной, заранее заданной уставкой в блоке управления.

Список литературы

1. Синопальников В.А., Григорьев С.Н. Надежность и диагностика технологических систем: Учебник. - М.: Высшая школа. 2005.-343 с.

УДК 621.452-226:620.191

ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ АСПЕКТЫ КИНЕТИКИ УСТАЛОСТНЫХ ТРЕЩИН

FUNDAMENTAL AND APPLIED ASPECTS OF FATIGUE CRACK KINETICS

Туманов Н.В., к.т.н., Лаврентьева М.А.
Центральный институт авиационного моторостроения, Москва

Разработана многомасштабная модель устойчивого роста усталостных трещин, воспроизводящая физический механизм разрушения на фронте трещины и связывающая ее кинетику с параметром механики разрушения и модулем Юнга.

Ключевые слова: *механизм устойчивого роста усталостных трещин, критическая фрагментированная структура, Т-образная вершина трещины, усталостные бороздки, коэффициент интенсивности напряжений.*

Multi-scale model of stable fatigue crack growth has been developed. The model reproduces the physical fracture mechanism acting at a crack front and connects crack kinetics with the fracture mechanics parameter and Young's modulus.

Keywords: *mechanism of stable fatigue crack growth, critical fragmented structure, T-shaped crack tip, fatigue striations, stress intensity factor.*

Трехстадийный характер кинетики трещин мало- и многоцикловой усталости (МЦУ и МнЦУ) реализуется в различных металлических материалах в широком диапазоне температурно-скоростных условий циклического нагружения и видов напряженно-деформированного состояния. Каждой стадии кинетики усталостных трещин (КУТ) соответствует свой преимущественный микрорельеф поверхности разрушения (фракторельеф) – сколы (включая микро- и квазисколы) на первой стадии, усталостные бороздки (рис.1а) на второй и смешанный фракторельеф (бороздки и микроямки) на третьей. Эти закономерности обусловлены последовательной сменой на фронте усталостной трещины критических (предшествующих разрушению) деформационных структур и связанных с ними локальных механизмов разрушения, которые являются одновременно кинетическими и рельефообразующими процессами [1]. Особый интерес представляет вторая стадия КУТ – стадия структурно-нечувствительного устойчивого роста (УР) трещин. Исследование этой стадии имеет фундаментальное значение (вследствие универсальности присущих ей закономерностей) и актуально для приложений, поскольку:

- период УР трещин МЦУ составляет значительную долю общей циклической долговечности многих высоконапряженных и высокоответственных конструкций, эксплуатация которых происходит в условиях повторно-статического нагружения (в частности, дисков авиационных газотурбинных двигателей);
- стабильная связь на стадии УР между скоростью роста трещины усталости (СРТУ) и размахом коэффициента интенсивности напряжений (КИН) ΔK обеспечивает возможность надежного расчетного прогнозирования КУТ;
- измеримый бороздчатый фракторельеф позволяет проводить фрактографическую реконструкцию КУТ, необходимую для верификации расчетов и фрактодиагностики.

Трансляционную симметрию усталостных бороздок обычно связывают с трансляционным скольжением в вершине трещины (наиболее распространенной из таких схем образования бороздок является модель Лэйерда-Смита [2]). Для того чтобы проверить адекватность этих моделей достаточно сравнить морфологию бороздок и полос скольжения вблизи границ двойника (см. рис.1). Кристаллическая решетка и полосы скольжения обладают зеркальной симметрией относительно этих границ (см. рис.1б). Очевидно, что

такую же симметрию должны иметь и бороздки, если они обусловлены скольжением. Отсутствие этой симметрии (см. рис.1а) свидетельствует о том, что механизм образования усталостных бороздок не связан со скольжением.

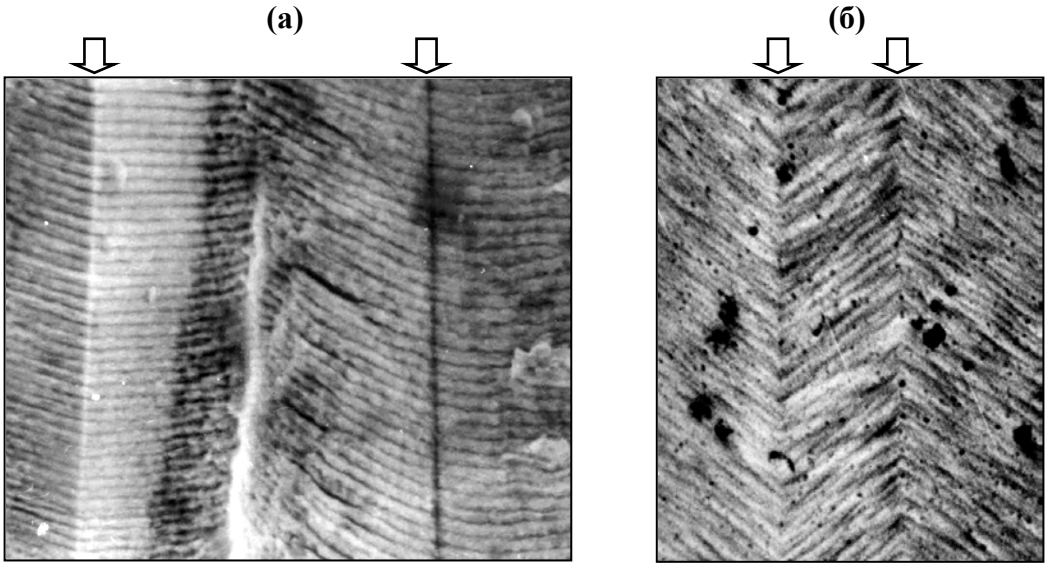


Рис.1. Усталостные бороздки на поверхности разрушения (а) и полосы скольжения на поверхности шлифа (б) вблизи границ двойника (показаны стрелками) (жаропрочный никелевый сплав ЭИ698)

В соответствии с общепринятыми представлениями зависимость СРТУ от линейно-упругого параметра (КИН) объясняется пренебрежимо малым влиянием пластической деформации на КУТ вследствие малого размера пластической зоны в вершине усталостной трещины по сравнению с ее длиной. Надуманность такой интерпретации очевидна, если учесть, что процесс разрушения при распространении усталостных трещин локализуется непосредственно перед их фронтом в глубине пластической зоны (на стадии УР характерный масштаб развития разрушения в каждом цикле нагружения, равный шагу усталостных бороздок, на несколько порядков меньше размера пластической зоны). На самом деле именно многократная интенсивная пластическая деформация (ИПД) у фронта усталостной трещины обеспечивает связь СРТУ с ΔK, производя в этой области глубокие структурные изменения, которые радикально изменяют свойства материала, определяют форму вершины трещины и механизм ее развития [1]. Характерные для ИПД нано- или субмикрокристаллические структуры и соответствующие усталостным бороздкам разориентированные полосы обнаружены перед вершиной усталостной трещины или под поверхностью усталостного излома образцов из различных моно- и поликристаллических металлов и сплавов (см., например, [3-7]); при этом в [5] отмечено, что аналогичную структуру имеет металлическая проволока после многопроходной ИПД.

При разработке модели высокоэнергоемкого механизма периодического расслаивания-разрыва (МПРР) [1], который действует на фронте усталостной трещины на второй стадии КУТ, обеспечивая УР и формирование бороздчатого фракторельефа, использована аналогия между недоступными для прямого наблюдения процессами деформации и разрушения во внутренних слоях материала у фронта усталостной трещины и хорошо изученными процессами структурообразования и разрушения в условиях ИПД [8, 9], а также механизмами роста трещин в анизотропных структурированных средах [10, 11]. В соответствии с моделью МПРР ключевую роль в механизме УР (как и в механизме расслаивания при статическом нагружении [8]) играют крупномасштабные элементы двухуровневой (микро- и мезоскопической) критической фрагментированной структуры – большеугловые мезограницы разориентации деформационного происхождения (ножевые границы [8]), формирующиеся на второй стадии КУТ перед фронтом усталостной трещины. Эти границы располагаются вдоль главных осей деформации и, являясь

концентраторами внутренних напряжений, образуют систему внутренних поверхностей потенциального разрыва кристаллической решетки [8]. Действие МПРР можно схематизировать следующим образом (рис.2):

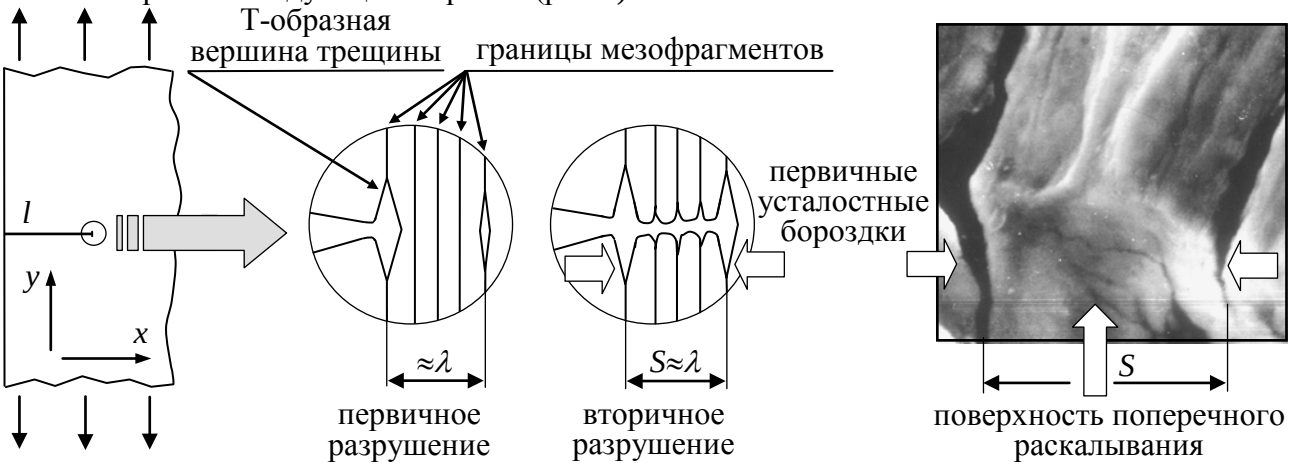


Рис.2. Схема действия механизма периодического расслаивания-разрыва (МПРР) и электронная микрофотография бороздчатой структуры, расколовшейся поперек бороздок (жаропрочный титановый сплав ВТ-18У)

- В результате хрупкого поперечного расслаивания вдоль границы мезофрагментов формируется Т-образная вершина трещины, и на обеих поверхностях разрушения на фронте трещины образуются расслоения – усталостные бороздки. Максимум $\sigma_{x\max}^{ext}$ напряжений от внешней нагрузки σ_x^{ext}, действующих в плоскости основной трещины перпендикулярно ее фронту, достигается на некотором расстоянии λ от фронта. При возрастании нагрузки в цикле нагружения напряжения σ_x^{ext} суммируются с локализованными у границ мезофрагментов внутренними напряжениями σ_x^{int}, которые образовались при пластической деформации в предыдущих циклах. Когда эта сумма достигает величины теоретической прочности на отрыв σ_{th}, появляется новое хрупкое расслоение вдоль границы на расстоянии $\approx\lambda$ от фронта (первичное разрушение).
- Последующий разрыв перемычки между расслоением и фронтом (вторичное разрушение) приводит к подрастанию трещины на величину $\approx\lambda$, образованию нового фронта с Т-образной вершиной и новых усталостных бороздок, отделенных от предыдущих разорванной перемычкой (см. микрофотографию на рис.2). При вторичном разрушении могут происходить расслаивания вдоль границ мезофрагментов внутри перемычки, что приводит к образованию вторичных бороздок.
- Последовательные процессы расслаивания перед фронтом трещины и разрыва перемычки между расслоением и фронтом повторяются в каждом цикле нагружения, в результате чего Т-образная вершина трещины воспроизводится в каждом цикле, а среднее расстояние между соседними первичными усталостными бороздками (шаг бороздок) $S\approx\lambda$ соответствует среднему приращению длины (глубины) трещины l за цикл (СРТУ); т.е. $S=dl/dN$, где N – число циклов.

Рассмотренная модель позволяет объяснить закономерности второй стадии КУТ. Высокая энергоемкость процесса разрушения на этой стадии является следствием «увязания» трещины в поперечных расслоениях вдоль границ мезофрагментов. Последние создают независимые от исходной (металлургической) структуры очаги разрушения, что приводит к слабой зависимости УР от особенностей исходной структуры, т.е. связь МПРР с универсальной критической фрагментированной структурой-аттрактором [12], самоорганизация которой происходит в процессе ИПД перед фронтом трещины, снижает чувствительность УР к разнообразным исходным структурам. Ориентация поверхности разрушения на стадии УР по нормали к направлению максимальной главной деформации

объясняется развитием первичного хрупкого расслаивания вдоль указанного направления, после чего вторичное разрушение (разрыв перемычки) формирует поверхность разрушения в перпендикулярном направлении (см. рис.2).

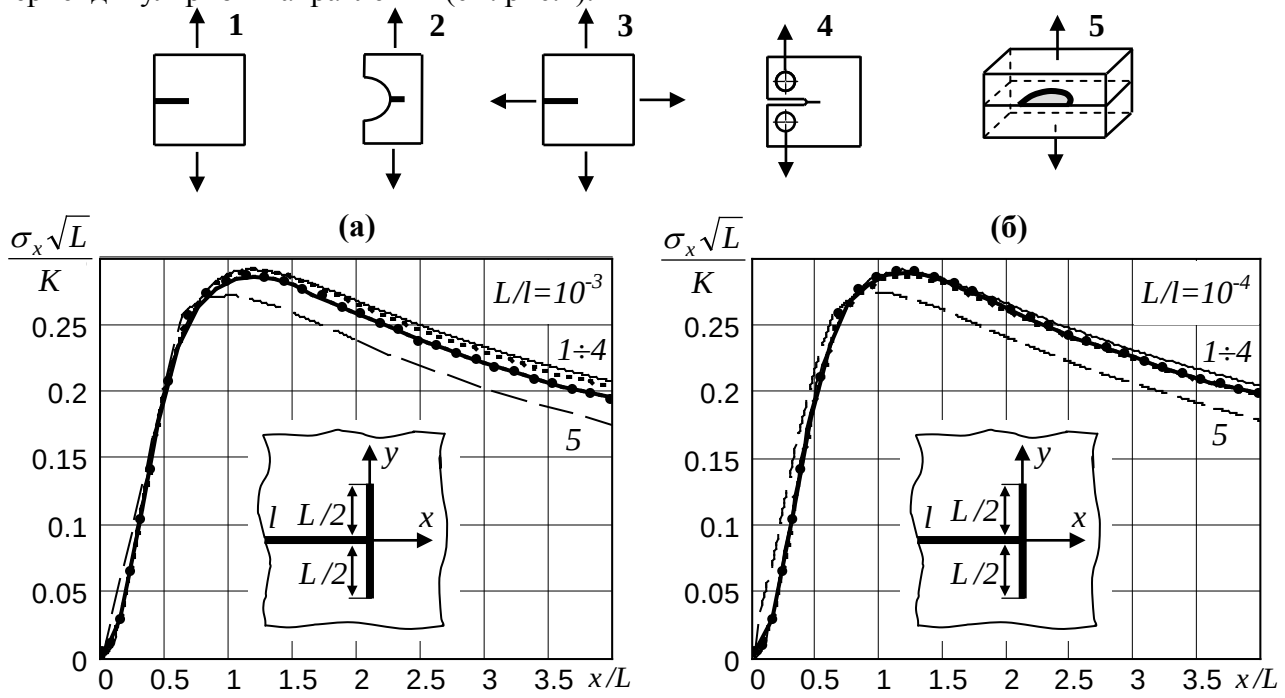


Рис.3. Распределение нормированных напряжений σ_x перед фронтом трещин с Т-образной вершиной в плоскости *y=0* в линейно-упругом теле при разной конфигурации тела и трещины и различной нагрузке (расчет методом конечных элементов; для полукруглой трещины вычисления проведены в точке максимальной глубины): **а** – $L/l=10^{-3}$; **б** – $L/l=10^{-4}$

Независимость МПРР от разнообразных исходных структур, его обусловленность универсальной предельно фрагментированной структурой (прочность материалов с такой структурой приближается к теоретической [13]) и хрупкий характер первичного разрушения (т.е. сохранение линейно-упругих свойств вплоть до зарождения разрушения) позволяют при определении величины *S* моделировать материал в виде предварительно напряженной (в результате действия σ_x^{int} у границ мезофрагментов) однородной линейно-упругой среды, имеющей теоретическую прочность. При этом связь *S* с ΔK обеспечивается математическим инвариантом: величина $\sigma_{x\max}^{ext}$ и его местоположение λ перед фронтом трещины с Т-образной вершиной в линейно-упругом теле слабо зависят от конфигурации тела и трещины и от типа растягивающей нагрузки при условии, что длина *L* расслоения в вершине трещины значительно меньше ее длины *l*. Как видно на рис.3, при $L/l=10^{-4}\div10^{-3}$

$$\sigma_{x\max}^{ext} = (0.27 \div 0.29)\, K / \sqrt{L}\,, \qquad \lambda = (1.05 \div 1.2)L\,, \tag{1}$$

где *K* – КИН для идеальной (без расслоения) трещины длиной *l* (в приведенной в [11] асимптотической ($L<<l$) зависимости для краевой трещины с Т-образной вершиной в полубесконечном линейно-упругом теле, находящемся в условиях однородного одноосного растяжения, $\sigma_{x\max} \approx 0.27\, K/\sqrt{L}$ и $\lambda \approx L$). Из (1) следует, что $K \approx 3.4\,\sigma_{x\max}^{ext}\sqrt{\lambda}$, т.е. КИН приобретает ясный физический смысл, характеризуя при $L<<l$ величину и местоположение максимума напряжений, действующих в линейно-упругом теле перед фронтом трещин с Т-образной вершиной в плоскости основной трещины.

Так как предполагается, что первичное разрушение является хрупким, то приложенные σ_x^{ext} и внутренние σ_x^{int} напряжения аддитивны при возрастании нагрузки в цикле нагружения вплоть до зарождения первичного разрушения, которое наступает при условии

$$\sigma_x^{ext} + \sigma_x^{\text{int}} = \sigma_{th}. \qquad (2)$$

Если возрастание нагрузки происходит квазистатически (что характерно для трещин МЦУ) и разрушение возникает в плоскости $y=0$ в месте максимума напряжений σ_x^{ext} (т.е. $\lambda=S$), то с учетом $S/l \approx 10^{-4} \div 10^{-3}$ из (1) и (2) при $\sigma_{th} = 0.1E$ (E – модуль Юнга) получим

$$S = B(\alpha/\beta)^2 (\Delta K / E)^2, \qquad (3)$$

где $\alpha = K_* / \Delta K$, $\beta = 1 - \sigma_x^{\text{int}} / \sigma_{th}$, K_* – значение КИН при зарождении первичного разрушения, $B=8 \div 10$ (с точностью до целых значений).

Оценка параметра α/β производилась при исследовании УР трещин МЦУ, которые развивались в процессе циклических испытаний дисков компрессора и турбины авиадвигателей (из жаропрочных сплавов на основе титана и никеля) [14]: в нескольких точках вдоль пути распространения трещины измерялся шаг бороздок S и рассчитывалась величина ΔK (фронт расчетной трещины моделировался на основании фрактографической реконструкции), после чего в двойных логарифмических координатах строилась линейная регрессионная зависимость S от $\Delta K/E$ и вычислялись ее коэффициенты. В результате было показано, что $\alpha/\beta \approx 1$, а величины S и $\Delta K/E$ связаны квадратичной зависимостью – единственно возможной из соображений размерности. Тогда из (3) при $\alpha/\beta=1$ и значении коэффициента $B=10$, соответствующем верхней границе диапазона его изменения (для обеспечения консервативности оценок СРТУ и периода УР), получим универсальную кинетическую зависимость, описывающую УР трещин МЦУ

$$S = 10\,(\Delta K / E)^2. \qquad (4)$$

Ранее квадратичные (или близкие к ним) зависимости S от ΔK были установлены в ряде работ на основании анализа результатов испытаний образцов из различных сплавов: например, в [6, 7] исследовались образцы из титановых сплавов; в [15] при испытаниях компактных образцов из шести сплавов на основе алюминия, титана, железа и никеля получена единая зависимость $S = 5.4\,(\Delta K / E)^{2.1}$ (при этом период возрастания нагрузки в цикле нагружения был на два порядка меньше, чем при оценке параметра α/β в [14]).

Формула (4) включает КИН, характеристику прочности межатомных связей $\sigma_{th} = 0.1E$ и мезомасштабный параметр S, связывая простым соотношением величины разной природы – математическую (ΔK) и физические (S и E) – и объединяя процессы, происходящие в макро-, мезо- и микроскопическом масштабах. Это объединение обусловлено тем, что на мезомасштабный уровень, где действует МПРР, с макроуровня переносится возможность моделирования среды в виде однородного континуума (благодаря «гомогенизации» материала перед фронтом трещины в результате интенсивной фрагментации и инвариантности МПРР относительно исходной структуры), а с микроуровня – применимость микроскопического критерия разрушения (вследствие коррелированных разрывов межатомных связей вдоль границы мезофрагментов критической фрагментированной структуры в процессе первичного разрушения, определяющего величину S).

Так как $S=dl/dN$, то экспериментальная и расчетная (с учетом (4)) зависимости периода УР трещины МЦУ от ее длины определяются следующим образом:

$$N_Э(l) = \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{S(l)}, \qquad N_P(l) = \frac{E^2}{10} \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{[\Delta K(l)]^2}, \qquad (5)$$

где l_0 – начальная длина трещины. Соотношения (4) и (5) и их модификации (в частности, для сложных циклов нагружения и трещин МнЦУ) используются при расчетном прогнозировании УР трещин МЦУ, верификации расчетов, определении ресурса живучести и интервалов дефектоскопического контроля, фрактографическом реконструировании УР, а также для оценки уровня переменных напряжений, действовавших при зарождении и развитии трещин МЦУ и МнЦУ [14, 16-20].

Список литературы

1. Туманов Н.В. Стадийность кинетики усталостных трещин и механизм периодического расслаивания-разрыва // Деформация и разрушение материалов: Труды Первой международной конференции. В 2-х томах. Т.1. - М.: ИМЕТ РАН, 2006. - С. 85-87.
2. Laird C and Smith G.C. Crack propagation in high stress fatigue // Philosophical magazine. - Vol. 7, № 77, 1962. - P. 847-857.
3. Klesnil M. and Lukáš P. Dislocation structure associated with fracture surface of fatigued copper single crystals // Philosophical magazine. - Vol. 17, № 150, 1968. - P. 1295-1298.
4. Klesnil M. and Lukáš P. Fatigue of metallic materials. - Elsevier, 1992. - 270 p.
5. Grosskreutz J.C. and Shaw G.G. Fine subgrain structure adjacent to fatigue cracks // Acta metallurgica. - Vol. 20, № 4, 1972. - P. 523-528.
6. Матохнюк Л.Е., Яковлева Т.Ю. Влияние частоты нагружения на закономерности и микромеханизмы роста усталостных трещин в титановых сплавах // Проблемы прочности. - № 1, 1988. - С. 21-31.
7. Яковлева Т.Ю. Локальная пластическая деформация и усталость металлов. - Киев: Наукова думка, 2003. - 236 с.
8. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. - М.: Металлургия, 1986. - 224 с.
9. Туманов Н.В. Механизмы разрушения при однократном и циклическом нагружении // Тяжелое машиностроение. - № 4, 2010. - С. 21-25.
10. Cook J., Gordon J.E. A mechanism for the control of crack propagation in all-brittle systems // Proc. Royal Soc. Ser. A. - Vol. 282, № 1393, 1964. - P. 508-520.
11. He M.Y., Heredia F.E., Wissuchek D.J., Shaw M.C. and Evans A.G. The mechanism of crack growth in layered materials // Acta metall. mater. - Vol. 41, № 4, 1993. - P. 1223-1228.
12. Князева Е.Н., Курдюмов С.П. Основания синергетики. - СПб.: Алетейя, 2002. - 414 с.
13. Инденбом В.Л., Орлов А.Н. Физика прочности сегодня // Физика металлов и металловедение. - № 4, 1992. - С. 4-7.
14. Туманов Н.В., Лаврентьева М.А., Черкасова С.А. Реконструкция и прогнозирование развития усталостных трещин в дисках авиационных газотурбинных двигателей // Конверсия в машиностроении. - № 4-5, 2005. - С. 98-106.
15. Bates R.C. and Clark W.G. Fractography and fracture mechanics // Trans. Quart. ASM. - Vol. 62, № 2, 1969. - P. 380-389.
16. Туманов Н.В., Лаврентьева М.А., Черкасова С.А., Серветник А.Н. Моделирование устойчивого роста усталостных трещин в дисках турбины авиадвигателей при простом и сложном циклах нагружения // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета. - № 3(19), часть 1, 2009. - С. 188-199.
17. Туманов Н.В., Лаврентьева М.А., Черкасова С.А.. Прогнозирование остаточного ресурса дисков турбины авиадвигателей на основании расчета периода устойчивого роста трещин малоцикловой усталости // Вестник Московского авиационного института. - Т.18, № 5, 2011. - С. 33-41.
18. Ножницкий Ю.А., Туманов Н.В., Черкасова С.А., Лаврентьева М.А. Фрактографические методы определения остаточного ресурса дисков авиационных газотурбинных двигателей // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. - Т.16, № 4(44), 2011. - С. 39-45.

19. Туманов Н.В., Портер А.М, Лаврентьева М.А., Черкасова С.А., Воробьева Н.А., Лешин Д.П. Многомасштабная комплексная фрактодиагностика разрушения дисков компрессора авиадвигателей // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета.- № 4(24), 2010. - С. 98-112.
20. Сачин В.М., Туманов Н.В., Лаврентьева М.А., Черкасова С.А. Комплексная фрактодиагностика флаттера рабочего колеса вентилятора // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета. - № 3(27), часть 2, 2011. - С. 185-194.

УДК 621.9

ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРОИЗВОДСТВ НА ОСНОВЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ ИСПЫТАНИЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ НОВОГО ИНСТРУМЕНТА

TOOLING SUPPLY STRATEGY DEVELOPMENT BASED ON NEW METHOD OF TOOL LIFE ESTIMATION FOR MACHINING OPERATIONS

Туркин М.В. (МГТУ «Станкин», г. Москва)

В работе рассматривается новый подход к оценке эффективности нового инструмента на основе методики производственных испытаний учитывающей динамические особенности технологической системы машиностроительного предприятия.
Ключевые слова: *инструментальное обеспечение, производственные испытания, стойкость инструмента, технологическая система.*

This paper describes a new methodology for estimating tool life based on calculation of wear rate during machining processes with consideration of dynamic elements of the machine tool systems.
Key words: *tool wear, machining process, machine tool dynamic, tool supply.*

Введение

В условиях нарастающей конкуренции инструментальное обеспечение машиностроительных производств является одним из определяющих факторов влияющих на качество и конечную себестоимость выпускаемой продукции.

Необходимо отметить, что результаты производственных испытаний нового инструмента будут также зависеть от динамических свойств технологической системы (станок – приспособление – деталь – инструмент), поэтому испытания нового инструмента должны выполняться на разных операциях, деталях и станках. Обязательным также является статистическая оценка результатов стойкостных производственных испытаний нового инструмента [1].

Порядок проведения производственных испытаний инструмента

На стадии подготовки производственных испытаний выбираются:

- операция (переход) серийного технологического процесса, на которой будут проводиться испытания и соответствующий вид инструмента;
- станок;
- необходимое количество инструмента;
- размеры изготовляемых опытных партий инструмента и сроки их изготовления (для инструмента собственного изготовления при оценке новых инструментальных материалов);
- критерии оценки износа инструмента.

Результаты испытаний каждого опыта заносятся в протокол – таблица 1.

Таблица 1 – Протокол испытаний

№ инструмента п/п	Количество обработанных деталей Тд	Износ по задней поверхности режущих зубьев hз, мм			Причина снятия инструмента	Примечание
		№ зубьев				
1						

На основании протокола испытаний составляется заключение, которое должно содержать:

- описание нового и базового инструмента (материала для инструмента собственного изготовления) с указанием его геометрических характеристик, марки материала, состава покрытия, рекомендации фирмы производителя по применению инструмента;
- описание технологического оборудования, включая применяемую СОТС;
- режимы испытаний;
- результаты измерений износа при испытаниях;
- прилагается фотография износа по задней грани нового и базового инструмента;
- количество обработанных заготовок по каждому испытываемому инструменту (в качестве одной заготовки может приниматься один переход технологической операции);
- результаты статической обработки измерений при испытаниях;
- выводы по сравнительной стойкости испытанного нового и базового инструмента;

технико-экономическое обоснование целесообразности замены нового инструмента (инструментального материала).

Критерии оценки износа инструмента

В зависимости от вида инструмента, технологического оборудования и требований к обработанной поверхности заготовки, в качестве критериев оценки катастрофического износа инструмента могут выступать:

- средняя ширина ленточки износа по задней поверхности (фаска);
- наибольшая ширина ленточки износа (пропил), который возникает вдоль главной режущей кромки как линии сопряжения с поверхностью резания и часто возникающий из-за явления упрочнения обрабатываемого материала в процессе резания;
- сколы и выкрашивания;
- мощность резания (если предусмотрено конструкцией станка). Высокие значение этого параметра указывает на деформирование режущей кромки и приводят к возникновению больших значений остаточных напряжений в обработанных деталях, что снижает их усталостную прочность и повышает риск коробления деталей после обработки;
- возникновение вибраций в технологической системе;
- шероховатость обработанной поверхности (Ra).

Статистическая оценка результатов испытаний

Методика статистической обработки результатов стойкостных испытаний режущего инструмента (СМП) [2].

Обозначения

n – объем (число членов) выборки;

$\nu = n - 1$ – число степеней свободы;

X_i – выборочное значение случайной величины;

$\sum_{i=1}^{n} x_i$ - сумма всех выборочных значений случайной величины из ряда: x_1, x_2, …, x_i,…, x_{n-1}, x_n

$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i$ - выборочное среднее значение случайной величины;

S^2 – выборочная дисперсия;

$S = \sqrt{\frac{\left(x_i - \overline{x}\right)^2}{n-1}}$ - выборочное стандартное (среднее квадратичное) отклонение;

α - уровень значимости (вероятность отвергнуть правильную гипотезу);

P = 1 - α - доверительная вероятность, где α - уровень значимости при проверке гипотез;

$t_{1-\alpha}(\nu)$, $t_{1-\alpha/2}(\nu)$ – квантили распределения Стьюдента с ν степенями свободы уровней 1- α и 1 - $\alpha/2$ – соответственно;

Принимаем, что погрешность оценки стойкости не должна превышать 20% при доверительной вероятности (надежности) P = 90%.

В результате испытаний должен быть получен следующий ряд значений стойкости T, мин: T_1, T_2,T_3.

Для упрощения вычислений выборочного среднего значения и выборочного стандарта S_T составляется таблица 2.

Таблица 2 - Вычислений выборочного среднего значения стойкости

T_i	n_i	$T_i n_i$	$T_i - \overline{T}$	$(T_i - \overline{T})^2$	$n_i(T_i - \overline{T})^2$
T_1	n_1	$T_1 n_1$	$T_1 - \overline{T}$	$\left(T_1 - \overline{T}\right)^2$	$n_1\left(T_1 - \overline{T}\right)^2$
T_2	n_2	$T_2 n_2$	$T_2 - \overline{T}$	$\left(T_2 - \overline{T}\right)^2$	$n_2\left(T_2 - \overline{T}\right)^2$
T_3	n_3	$T_3 n_3$	$T_3 - \overline{T}$	$\left(T_3 - \overline{T}\right)^2$	$n_3\left(T_3 - \overline{T}\right)^2$
	$\Sigma_1 = \Sigma n_i$	$\Sigma_2 = \Sigma T_i n_i$			$\Sigma_3 = \Sigma n_i (T_i - \overline{T})^2$

Определяется среднее значение $\overline{T}$ по формуле:

$$\overline{T} = \frac{\Sigma_2}{\Sigma_1}$$

выборочная дисперсия по формуле:

$$S_T{}^2 = \frac{\Sigma_3}{\Sigma_1 - 1}$$

и выборочный стандарт по формуле:

$$S_T = \sqrt{\frac{\Sigma_3}{\Sigma_1 - 1}}$$

Проводится проверка результатов экспериментов по правилу трех сигм. По правилу трех сигм все члены ряда распределения T_i должны содержаться в интервале:

$$\overline{T} - 3S_T < T_i < \overline{T} + 3S_T$$

Составление доверительного интервала для основного параметра распределения стойкости.

Доверительный интервал для оценки математического ожидания T (среднего значения) определяется неравенством:

$$\overline{T} - \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} S_T < T < \overline{T} + \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} S_T$$

Значение $\frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}}$ определяется из формулы:

$$\frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} = \frac{\delta\%}{V\%}$$

где δ% известное значение заданное условиями оценки стойкости, V% определяется из номограммы (Рисунок 1) для заданного объема статистических выборок n, и заданной относительной погрешности δ%.

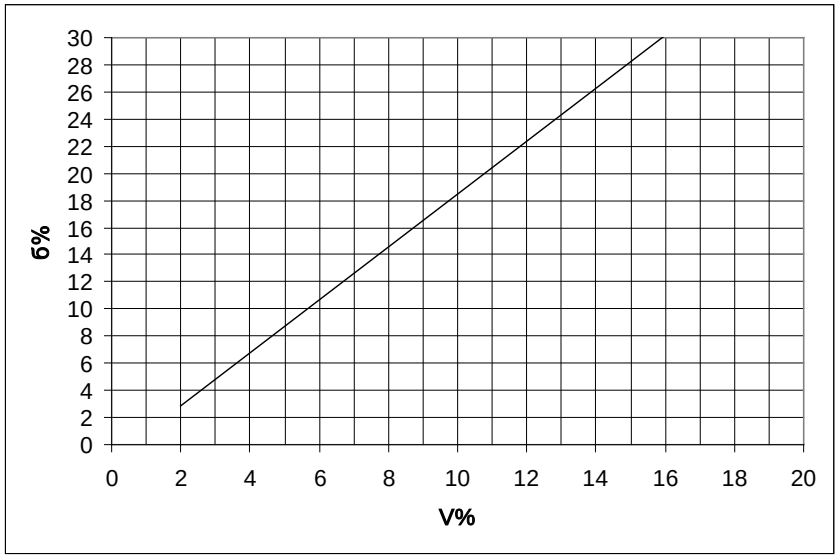


Рис. 1 - Процентная доверительная область среднего значения $\overline{T}$ выборки при статистической вероятности P = 90% при числе испытаний n =3

Оценка точности результатов экспериментов проводится следующим образом:

Определим относительную погрешность δ% результатов экспериментов в соответствии с формулой:

$$\delta\% = 100 \times \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} \times \frac{S_T}{\overline{T}}$$

Если относительная точность испытаний не соответствует требованию δ% ≤ 20%, проводится следующая итерация расчета δ%(20%) + 5%.

Пример методики статистической обработки результатов стойкостных испытаний режущего инструмента.

Требуется определить стойкость СМП из твердого сплава ВК8. Обрабатываемая деталь – вал из сплава ХН56ВМТЮ. Оборудование – токарно-винторезный станок модели 16К20.

Режимы обработки: скорость резания V = 25 м/мин; подача S_0 = 0,21 мм/об; глубина резания t = 0,5 мм; в качестве смазочно-охлаждающей жидкости СОЖ ЭГТ.

Погрешность оценки стойкости не должна превышать 20% при доверительной вероятности (надежности) P = 90%.

Проводятся 3 стойкостных испытания [3].

В результате испытаний получаем следующий ряд значений стойкости T_i, мин: 13, 14, 15,5 минут.

Для упрощения вычислений выборочного среднего значения и выборочного стандарта S_T составляем таблицу 3:

Таблица 3.

T_i	n_i	$T_i n_i$	$T_i - \overline{T}$	$(T_i - \overline{T})^2$	$n_i (T_i - \overline{T})^2$
1	2	3	4	5	6
13	1	13	-1,2	1,44	1,44
14	1	14	-0,2	0,04	0,04
15,5	1	15,5	1,3	1,69	1,69
	$\Sigma_1 = 3$	$\Sigma_2 = 42,5$			$\Sigma_3 = 3,17$

Определяем среднее значение $\overline{T}$ по формуле:

$$\overline{T} = \frac{\sum_2}{\sum_1} = \frac{42{,}5}{3} \approx 14{,}2 мин,$$

выборочную дисперсию по формуле:

$$S_T{}^2 = \frac{\sum_3}{\sum_1 - 1} = \frac{3{,}17}{2} = 1{,}6$$

и выборочный стандарт по формуле:

$$S_T = \sqrt{\frac{\sum_3}{\sum_1 - 1}} = \sqrt{\frac{3{,}17}{2}} \approx 1{,}3 мин$$

Проверка результатов экспериментов по правилу трех сигм. По правилу трех сигм все члены ряда распределения T_i должны содержаться в интервале:

$$\overline{T} - 3S_T < T_i < \overline{T} + 3S_T$$

В данном случае трехсигмовый интервал представляется неравенством:

$$14{,}2 - 3 * 1{,}3 < T_i < 14{,}2 + 3 * 1{,}3$$

или

$$10{,}3 \text{ мин} < T_i < 18{,}1 \text{ мин}$$

Все члены полученного в результате экспериментов ряда укладываются в данный интервал.

Составление доверительного интервала для основного параметра распределения стойкости.

Доверительный интервал для оценки математического ожидания T (среднего значения) определяется неравенством:

$$\overline{T} - \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} S_T < T < \overline{T} + \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} S_T$$

Значение $\frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}}$ определяется из формулы:

$$\frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} = \frac{\delta\%}{V\%}$$

где δ% известное значение заданное условиями оценки стойкости; V% определяется из номограммы (Рис.1) для заданного объема статистических выборок n, и заданной относительной погрешности δ%.

По номограмме находим для δ% = 20%, V% = 10,8%.

Высчитываем $\frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} = \frac{\delta\%}{V\%} = \frac{20}{10{,}8} = 1{,}851$.

Подставляя числовые значения параметров, получим:

$$14{,}2 - 1{,}851 \times 1{,}3 < T < 14{,}2 + 1{,}851 \times 1{,}3 \Rightarrow 11{,}8 мин < T < 16{,}6 мин$$

Следовательно, с доверительной вероятностью P = 90% значение T находится в интервале между значениями $T_н$ = 11,8 мин и $T_в$ = 16,6 мин.

Оценка точности результатов экспериментов [4].

Определим относительную погрешность δ% результатов экспериментов в соответствии с формулой:

$$\delta\% = 100 \times \frac{t_{1-\alpha/2}(\nu)}{\sqrt{n}} \times \frac{S_T}{\overline{T}} = \frac{100 \times 1{,}851 \times 1{,}3}{14{,}2} = 16{,}946 \approx 17\%$$

Следовательно, дополнительных расчетов проводить не требуется, т.к. относительная точность испытаний соответствует заданной δ% ≤ 20%.

Выводы

Разработанная методика проведения производственных сравнительных испытаний эффективности нового покупного режущего инструмента позволяет:

- Учесть особенности производственных испытаний основных видов инструмента: резцов, фрез, протяжек и др.
- Обеспечить оценку качества нового инструмента исходя из режущих свойств.
- Оценить целесообразность замены применяемого на предприятии инструмента на более прогрессивный.

Список литературы

1. Маслов А.Р. Конструкция прогрессивного инструмента и его эксплуатация. – М.: ИТО, 2006. С. 32-48.
2. Черпаков Б.И., Григорьев С.Н. Тенденции развития технологического оборудования в начале XXI века // Ремонт, восстановление, модернизация. 2003. № 10. С. 2-7.
3. Гурин В.Д., Григорьев С.Н., Алешин С.В., Семенов В.А. Исследование силовых при фрезеровании концевыми фрезами для диагностирования их состояния // Вестник машиностроения. 2005. № 9. С. 19-22.
4. Горелов В.А., Григорьев С.Н., Гурин В.Д., Семенов В.А. Применение систем контроля и диагностики для обеспечения качества поверхностей при строчечном фрезеровании // Контроль. Диагностика. 2007. № 11. С. 53-59.

УДК 621.539.43.001.24

НЕОДНОРОДНОСТЬ ДЕФОРМАЦИЙ В ДВУХФАЗНОЙ СТАЛИ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОМ ПЕРЕМЕННОМ НАГРУЖЕНИИ

THE NON-UNIFORMITY OF STRAINS FOR THE TWO-PHASED STEEL UNDER THE ELASTO-PLASTIC VARYING LOADING CONDITIONS

Н.И.Филимонова
(Институт машиноведения РАН, E-mail: filimonova714@yandex.ru)

The deformation and structural heterogeneity of polycrystalline materials (steels) in different structural state with the cyclic elastic-plastic load is investigated. The possibility of describing the deformation heterogeneity through the parameters of the statistical distribution of the values of microhardness is shown.

Исследована деформационная и структурная неоднородность поликристаллических материалов (сталей) в различном структурном состоянии при циклическом упругопластическом нагружении. Показана возможность описания деформационной неоднородности через параметры статистического распределения значений микротвердости.

Как известно, стадии образования трещины предшествует стадия рассредоточенного трещинообразования, связанная с неоднородностью развития деформаций в отдельных объемах упругопластически деформируемого металла. Развитие трещин в таком поврежденном металле происходит во много раз быстрее, чем в неповрежденном. В связи с этим описание предельных состояний в локальных зонах требует проведения исследований по оценке деформационной неоднородности, обусловленной структурной неоднородностью.

Установление закономерностей развития деформаций и накопления повреждений в локальных зонах позволит осуществлять уточненные расчеты долговечности элементов конструкций, назначать обоснованно ресурс изделий и решать вопрос возможности (или невозможности) продления ресурса оборудования, отработавшего назначенный ресурс, а также осуществлять рациональный выбор конструкционного материала при проектировании изделий.

В настоящей работе приводятся результаты исследований по оценке деформационной и структурной неоднородности при циклическом упругопластическом нагружении сталей с разной структурой, выполнен сравнительный анализ результатов деформационной и структурной неоднородности однофазной и двухфазной сталей на основе данных их статистической обработки.

В материалах многофазных характер циклического поведения материала определяется особенностями структурного состояния его отдельных фаз. Экспериментальное определение развития локальных деформаций является процессом трудоемким, и в связи с этим разработка альтернативных методов определения деформационной неоднородности является важной для решения практических задач.

Задачей исследования является установление возможности определения деформационной неоднородности на основе использования характеристик структурной неоднородности. Такого рода структурная неоднородность предопределяет условия накопления повреждений в локальных зонах и возникновение в них предельных состояний (образование микротрещин).

Исследование особенностей развития деформации в локальных участках рабочей базы образцов исследовалось на однофазной аустенитной стали Х18Н10Т, двухфазной стали ТС, в

которой феррит и цементит находятся в связанном состоянии, образуя однородную перлитную структуру, и стали 45, в которой феррит (α-железо) лишь частично связан цементитом, и структура представляет собой смесь перлита и свободного α-железа. При этом коэффициенты неоднородности определялись:

$$K_{\mu\delta} = \delta_i / \delta_{\text{ср}} \quad \text{и} \quad K_{\mu\varepsilon} = \varepsilon_i / \varepsilon_{\text{ср}}, \qquad (1)$$

где δ_i – местная пластическая деформация в цикле; $\delta_{\text{ср}} = \delta_k$ - средняя величина ширины петли гистерезиса в цикле, измеренная на всей рабочей базе; ε_i – местная односторонне накопленная деформация в рассматриваемом цикле нагружения; $\varepsilon_{\text{ср}} = \varepsilon_k$ - средняя односторонне накопленная деформация на большой базе измерения.

Наибольшая неоднородность имеет место в первые полуциклы нагружения и при малых степенях деформаций (рис.1). С увеличением количества полуциклов нагружения и величины деформаций (как циклических, так и односторонне накопленных) неоднородность уменьшается и на некоторой стадии статического (нулевой полуцикл) и циклического деформирования стабилизируется (как в полуциклах растяжения, так и сжатия). При этом коэффициенты микронеоднородности $K_{\mu\delta}$ и $K_{\mu\varepsilon}$ стремятся к одному и тому же значению, которое при дальнейшем нагружении незначительно изменяется вплоть до появления микротрещин.

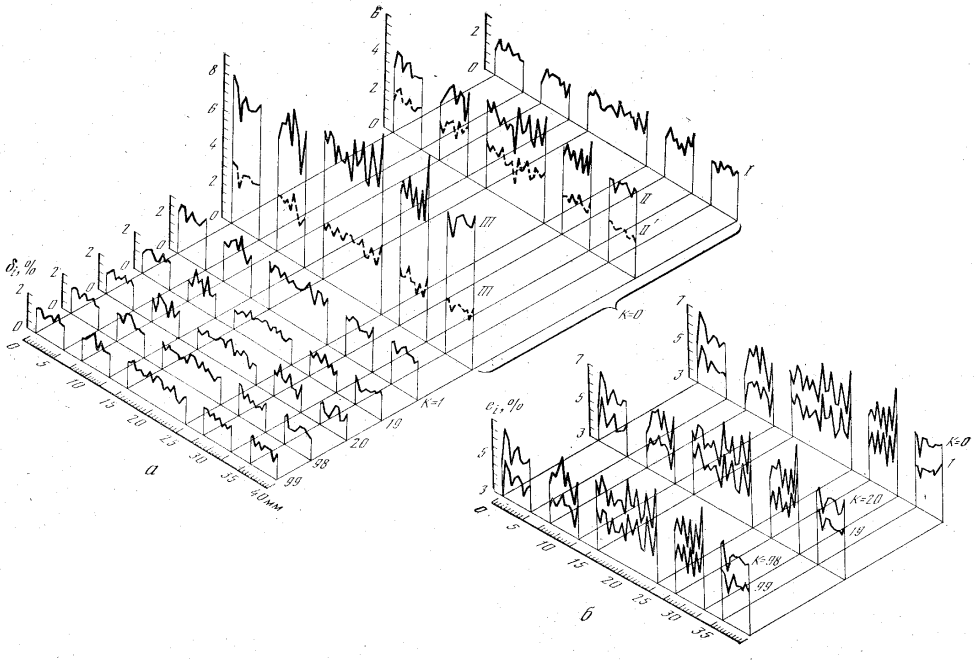


Рис.1. Неоднородность развития циклических (а) и односторонне накопленных (б) пластических деформаций на рабочей базе образца.

В многофазных сталях или сплавах неоднородность микродеформаций локализуется в наименее прочной фазе, и накопление повреждений происходит преимущественно в этих зонах, и для них должны оцениваться коэффициенты неоднородности деформаций.

Если следующее за первым циклом нагружение уменьшает рассеяние данных, то увеличение нагрузки на индентор также уменьшает разброс значений микротвердости (рис.2).

Как видно из рис.3, при первом (исходном) упругопластическом деформировании двухфазной стали 45 в полуцикле растяжения в отдельных зонах рабочей базы при средней деформации на базе 1,8% наблюдаются деформации в диапазоне от 0 до 8,0%. В однофазном материале неоднородность локальных деформаций была менее выраженной и составляла от 1,2 до 3,2%. При этом неоднородность деформаций основного объема (до 80% накопленной вероятности) двухфазной стали с достаточной для практики точностью, можно

считать, подчиняется нормальному закону распределения. Однако, в отличие от однофазного материала, сталь с содержанием перлитной составляющей деформируется более неоднородно. И эта неоднородность обусловлена наличием не связанного (свободного) железа (феррита), который располагается между зернами перлита в виде прослоек. Железо, связанное с графитом (цементитом) и образующее с ним перлит, имеет меньше возможностей к свободной деформации и наблюдаются участки, которые пластически не деформируются.

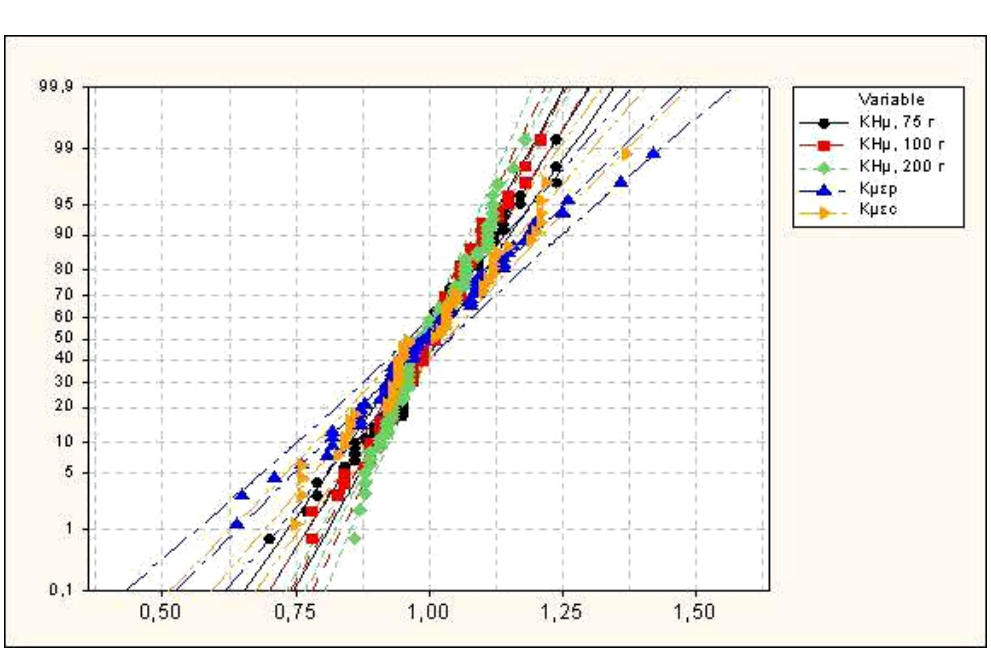


Рис. 2. Статистическое распределение коэффициентов неоднородности микротвердости и деформаций в стали Х18Н10Т в исходном состоянии (микротвердость) и после первого цикла нагружения.

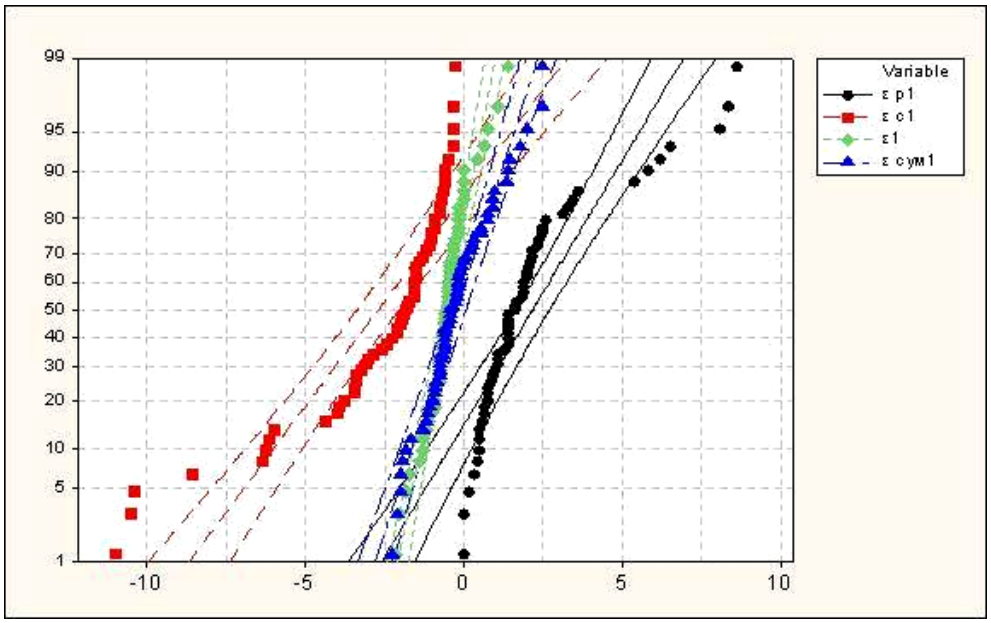


Рис. 3. Статистическое распределение локальных деформаций ст.45 в первом цикле нагружения: полуцикл растяжения (ε_{p1}), полуцикл сжатия (ε_{c1}), накопленная деформация в полуцикле (ε_1) и цикле ($\varepsilon_{сум1}$).

И в полуцикле растяжения, и в полуцикле сжатия неоднородность деформаций ферритной составляющей является высокой в отличие от перлитной составляющей. В полуциклах сжатия ферритная составляющая также проявляет большую деформацию.

При последующем циклическом упругопластическом деформировании в полуциклах растяжения и сжатия сохраняется высокая неоднородность железа. Это свидетельствует о том, что очаги с максимальными деформациями и в структурно неоднородной (двухфазной со свободным α-железом) закрепляются и при последующем деформировании.

Как в первом, так и во втором цикле в полуцикле растяжения неоднородность деформаций диагоналей отпечатков возрастает, но при этом рассеяние деформаций перлита подчиняется нормальному закону распределения. Причем диагонали, получившие сжимающую деформацию в первом цикле, сохраняются и во втором.

С увеличением общей деформации местные деформации продолжают расти, и при средней деформации 10% достигают величины в отдельных зонах до 30%. Причем увеличение средней деформации сопровождается ростом местной, как правило, в одних и тех же участках. После снятия нагрузки на отдельных участках исходного деформирования последующее нагружение в ту же сторону (растяжение) сопровождается преимущественным деформированием тех же зон. Однако интенсивность развития деформаций в этих зонах неодинакова, и происходит при этом некоторое выравнивание общих деформаций по всей базе. После разгрузок в процессе дальнейшего нагружения, в том числе и при смене знака нагрузки, средняя деформация по базе поддерживается сравнительно равномерной. При смене знака нагрузки максимальные местные циклические деформации сжатия наблюдаются в тех же участках, где они были наибольшими при растяжении. С увеличением количества циклов нагружения происходит некоторое перераспределение деформаций в отдельных участках базы образца. Однако зоны с повышенным и пониженным уровнем деформации, определяемые на базах 0,1 и 0,2 мм, сохраняются.

Для перлитной стали ТС (100% перлита) деформация в локальных участках более однородна, чем сталь с частичной долей перлита (сталь 45).

Таким образом «слабым звеном» в процессе циклического упругопластического деформирования окажется «мягкая» составляющая, каковой в стали 45 является несвязанный феррит.

Практическое использование местных деформаций в расчетах на прочность представляет определенные трудности, поскольку оно связано с большим числом измерений при экспериментальном определении местных деформаций (на малых базах). В связи с этим желательно иметь более простой и доступный метод определения коэффициентов деформационной неоднородности. При этом структурная неоднородность материала, обусловливающая деформационную неоднородность, оценивалась рассеянием значений микротвердости материала в исходном состоянии. При этом коэффициенты неоднородности структуры по рассеянию значений микротвердости H_μ определялись в виде

$$K_{H_\mu} = \overline{H}_\mu / H_{\mu i}, \qquad (2)$$

где $H_{\mu i}$ –минимальное значение микротвердости; $\overline{H}_\mu$ - среднее значение микротвердости (соответствующее математическому ожиданию H_μ).

Проведенная статистическая обработка значений микротвердости показала, что измеренные значения микротвердости однофазной стали Х18Н10Т подчиняются нормальному закону распределения.

В двухфазном материале, когда структурные составляющие имеют сильно различающиеся показатели прочности (твердости), необходимо исследование деформационного поведения каждой из составляющих и, как результат, их совместного взаимодействия. При этом можно считать, что распределение характеристик микротвердости подчиняется нормальному закону.

Сопоставление структурной неоднородности рассмотренных сталей показывает, что наибольшая неоднородность имеет место у стали 45, имеющей лишь частично перлитную структуру, «слабым звеном» является ферритная составляющая в виде свободного α-железа**.**

Однофазная аустенитная сталь Х18Н10Т из исследованных сталей имеет наиболее однородную структуру. Однако при анализе условий накопления повреждений необходимо учитывать структурную неоднородность и этой стали.

Сопоставление коэффициентов неоднородности деформаций и микротвердости показывает, что при расчетах уровней накопленных повреждений на различных стадиях нагружения и предельных состояний вместо коэффициентов неоднородности деформаций, экспериментальное определение которых является процессом трудоемким, могут быть использованы коэффициенты структурной неоднородности, определяемые рассеянием показателей микротвердости.

Статистическая обработка показала, что неравномерность пластической деформации на рабочей базе образца может быть оценена через параметры вероятностных кривых нормального распределения.

Используя параметры нормального закона распределения микротвердости исходного материала можно определить коэффициенты микронеоднородности развития циклических $K_{\mu\delta}$ и односторонне накопленных деформаций $K_{\mu\varepsilon}$:

$$K_{\mu\delta} = K_{\mu\varepsilon} = K_{H\mu} = \overline{H}_{\mu} / (H_{\mu} - U_p S), \qquad (3)$$

где S – среднеквадратичное отклонение значений микротвердости; $\overline{H}_{\mu}$ - среднее значение микротвердости, соответствующее квантилю $U_p = 0$, H_{μ} - текущее значение микротвердости.

При этом характеристики статистического распределения микротвердости и распределения локальных деформаций для однофазной стали совпадают при заданном квантиле распределения. Для двухфазной стали необходимо учитывать распределение наименее прочной составляющей («слабого звена»).

Таким образом, деформационная неоднородность конструкционных материалов может быть оценена показателями структурной неоднородности по значениям микротвердости.

УДК 123.3.321

ВОЛНОВЫЕ И ДИСКРЕТНЫЕ СВОЙСТВА ТРЕНИЯ ПРИ КАЧЕНИИ УПРУГИХ ТЕЛ (КОЛЕСО-РЕЛЬС) WAVE AND DISCRETE PROPERTIES AT ELASTIC ROLLING OF BODIES (WHEEL-RAIL)

Фридберг А. М.
(ЗАО ЗРЭПС, г. Москва)

Аннотация. *Согласно новой версии теории трения, вибрация придает трению в контакте упругих тел волновые и дискретные свойства, препятствующие разрушению сцепления тел. Поэтому площадка контакта тел служит опорой поворотам телу. Выведена формула энергии сцепления тел. Версия применена для создания колесных пар с возможностью дифференциального вращения ободов колес при движении их по криволинейному участку пути.*
Ключевые слова: *вибрация, сцепление, крип, микроскольжение, трансформация энергии.*
Abstract: *According to the new theory, due to vibration, the contact area of two elastic bodies gets wave and discrete properties, which prevent adhesion from disruption. Because of that, the area of the contact becomes a support for the body rotation. The formula for the energy of the adhesion is derived. The theory was applied to the new design of the wheelset with differential rotation of the rims, which happens when the wheelset goes along the curved track.*
Keywords*: vibration, adhesion, creepage, micro sliding, energy transformation.*

1. Введение

При качении в контакте тел осуществляется деформация тел в нормальном и тангенциальном направлениях, т.е. перпендикулярно площадке контакта и вдоль неё. Наибольшей тангенциальной деформации подвергаются поверхностные слои тел.

При входе в контакт тел поверхностные слои двух тел деформируются вместе и между собой и не разъединяются в пределах перемещающейся при качении площадки контакта тел. Площадка контакта тел — это пространство на котором вступающие в контакт поверхностные слои двух тел взаимно зависимы между собой некоторое время.

Подобная зависимость осуществляется в контакте двух неподвижных между собой тел. Между их деформированными поверхностями множество неподвижных соединений — связей, которые препятствуют их скольжению, т.е. связей без которых тела не могут находится между собой в неподвижном состоянии.

Совокупность связей образует сцепление тел. Конечно, связи поверхностей тел при качении в их контакте весьма кратковременные и более слабые. Сцепление тел при качении, как и сцепление неподвижных тел, обладает энергией, т.к. для его разрушения, с целью реализации скольжения по площадке контакта тел, необходимо совершить работу.

2. Сцепление тел при качении

При качении тела масса его поверхностного слоя обладает кинетическими энергиями поступательного и вращательного движений.

На площадке контакта тел нет поступательного и вращательного движений. Поэтому при входе поверхностного слоя тела в контакт должна происходить трансформация его кинетических энергий в тепловую энергию контактирующих тел.

Это безвозвратные потери кинетических энергий соизмеримые с потерями при скольжении тела.

По новой версии теории трения потери энергий становятся минимальными с помощью вибрации, т.е. колебаний самой высокой частоты и очень маленькой

амплитуды, которые возникают вследствие упругих свойств поверхностных слоев тел в их контакте. Вибрационные колебания осуществляются вдоль направления движения тела и состоят из последовательно чередующихся порций противоположно направленных движений, а энергия вибрации состоит из последовательно чередующихся порций двух кинетических энергий.Энергия вибрации образуется из кинетических энергий поверхностного слоя тела и способствует поочерёдной их трансформации в часть потенциальной энергии площадки контакта тел.

При освобождении из под движущейся площадки контакта эта часть потенциальной энергии опять трансформируется в кинетические энергии. Так, почти без потерь, осуществляется кругооборот кинетических энергий поверхностного слоя тела.

За один период вибрационного колебания поверхностные слои двух тел при входе их в контакт деформируются вдоль направления качения тела последовательно в двух противоположных направлениях. От этого на площадке контакта, вдоль направления качения тела, образуются участки с противоположными упругими деформациями. (Рис.1)

Участок — это часть поверхностного слоя.

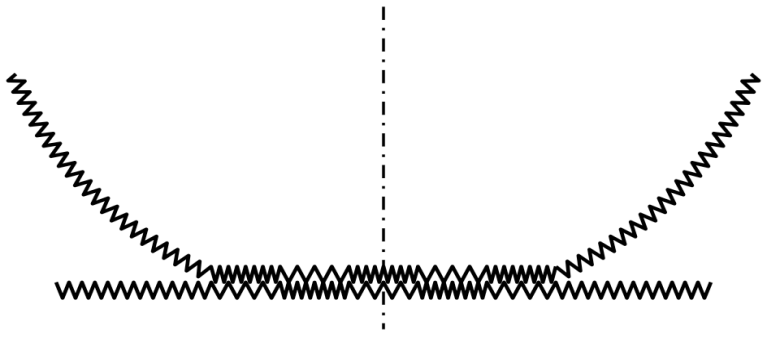


Рис. 1. Модель деформации поверхностных слоев упругих тел в контакте тел при качении

В контакте тел деформации участков в поверхностном слое каждого тела и между поверхностными слоями двух тел согласуются между собой.

Если участок поверхностного слоя тела растянут вдоль площадки контакта тел, то смежные участки данного тела и участок поверхностного слоя второго тела, контактирующий с этим участком, находятся в сжатом состоянии, и наоборот. Поэтому участки с противоположными деформациями чередуются.

Вследствие вибрации поверхностные слои тел деформируется волнообразно вдоль площадки контакта. Назовем упругую тангенциальную деформацию участка сдвигом.

При перемещении контакта тел на переднем по направлению движения краю площадки сдвиги образуются, а на заднем краю разрушаются.

При образовании сдвига в участке возникает сила упругости, сила сдвига. Силы смежных и контактирующих участков имеют противоположные направления. Силы и сдвиги участков поверхностных слоев двух тел взаимно зависимы между собой.

Зависимость противоположных сдвиговых сил объясняется тем, что они не имеют возможности взаимного уничтожения, т.к. действуют на разных участках площадки контакта тел. Контактируемые участки поверхностных слоев двух тел, вследствие взаимной зависимости их противоположных сдвигов и сил, неподвижно связаны между собой. Качение тела совершается по поверхности неподвижного тела. Поэтому неподвижно связанные участки поверхностных слоев двух тел, во время пребывания внутри пространства перемещающейся площадки контакта, находятся в неподвижном состоянии.

Совокупностью неподвижно связанных участков поверхностных слоев двух тел осуществляется их сцепление.

Если изобразить сжатый вдоль площадки контакта тел участок поверхностного слоя в виде выступа, а растянутый участок — в виде впадины, то модель сцепления при качении можно изобразить в виде последовательно чередующихся взаимно согласованных выступов и впадин двух тел, (Рис. 2).

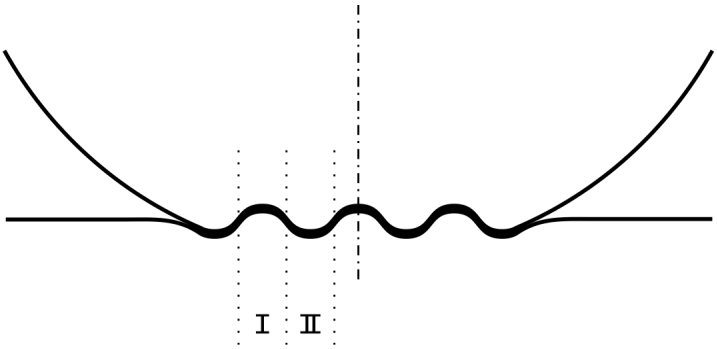


Рис. 2. Модель сцепления при качении тела.

На модели наглядно показана волнообразность деформации поверхностных слоев тел на площадке их контакта. Если, например, анализировать половину волны деформации площадки контакта тел I, то она состоит из двух контактирующих участков с противоположными упругими сдвигами и противоположными силами, между которыми осуществляется связь.

Сдвиги и силы участков на I половине и на II половине волны площадки контакта прямо противоположны, а связи их участков одинаковы.

Волнообразная деформация поверхностных слоев двух тел состоит из множества противоположно деформированных участков, поэтому трение тел имеет и волновые и дискретные свойства.

Сила и сдвиг каждого участка являются характеристиками потенциальной энергии в его упругой деформации вдоль площадки контакта тел. Сцепление тел зависит от сдвигов и сил всех участков поверхностных слоев, т.е. зависит от их потенциальной энергии в контакте двух тел.

Часть потенциальной энергии контакта тел, которая образуется при качении тела из кинетических энергий его поверхностного слоя, и от которой зависит сцепление тел, назовем энергией сцепления. Напишем формулу энергии сцепления тел в виде суммы энергий, которые содержатся одновременно в многочисленных неподвижно связанных участках площадки контакта тел.

$$\begin{aligned} W_a = & \overleftarrow{f}_1 \cdot \overrightarrow{s}_1 + \overrightarrow{f}_2 \cdot \overleftarrow{s}_2 + \\ & + \overleftarrow{f}_3 \cdot \overrightarrow{s}_3 + \overrightarrow{f}_4 \cdot \overleftarrow{s}_4 + \\ & + \overleftarrow{f}_5 \cdot \overrightarrow{s}_5 + \overrightarrow{f}_6 \cdot \overleftarrow{s}_6 + \ldots \end{aligned} \qquad (1)$$

где W_a —энергия сцепления тел,
s — величина сдвига,
f — сила сдвига.

В каждой строчке формулы энергия связи двух участков с противоположными сдвигами. Разделим формулу энергии сцепления тел на две группы. В каждой группе формулы объеденим энергии, содержащиеся в участках имеющих сдвиги одного направления деформации. Всю энергию одной группы можно условно представить в виде

произведения одного сдвига S и одной силы F, которая эквивалентна действию на контакт тел всех сил, реализованных в сдвигах участков этой группы.

Формула энергии сцепления приобретает вид:

$$W_a = \overleftarrow{F}_I \cdot \vec{S}_I + \vec{F}_{II} \cdot \overleftarrow{S}_{II} \qquad (2)$$

В каждой группе формулы объеденены энергии участков образованные от трансформации в контакте тел только одной кинетической энергии.

Энергия сцепления образуется из кинетических энергий, которыми обладал поверхностный слой, равный площади контакта тел, до его деформации в контакте тел. Поэтому формула может иметь и другой вид:

$$W_a = k \cdot (W_t + W_r) \qquad (3)$$

где Wt и Wr — кинетические энергии поступательного и вращательного движений поверхностного слоя тела, трансформируемые в энергию сцепления,

k — коэффициент трансформации энергий, зависит от ее результативности.

Из формул следует, что энергия сцепления — это весьма маленькая часть энергий качения тела.

Энергия вибрации незначительна вследствие очень маленькой амплитуды колебаний. Вследствие высокой частоты вибрационных колебаний на небольшой площадке контакта колеса и рельса (длина ~12,5мм) образуется множество связей, необходимых для реализации их сцепления.

Например, при равномерном движении поезда со скоростью 60 км/час (см. раздел №5) наблюдаемая частота вибрации в контакте колесо-рельс составляла 12000 Гц. В секунду на входе в контакт тел осуществляются 24000 последовательно чередующихся порций опережающих скорость движения колеса и отстающих движений.

И, согласно расчету, на поверхностном слое каждого тела образуется по ~18 участков с противоположными сдвигами, между которыми в контакте тел осуществляются связи. Длина каждого участка вдоль направления качения тела ~0,7мм.

Связь двух участков продолжается до выхода их из под перемещающейся площадки контакта тел. В приведенном примере это ~0,00075 сек.

При перемещение площадки контакта тел происходит постепенное обновление связей. Если условия качения не меняются, то сцепление тел стабильно, т.к. в контакте тел одновременно имеется большое количество связей, а их замена осуществляется только на краях площадки контакта.

В реальном контакте тел сцепление зависит от многих факторов: разных форм поверхностей тел, разных физических свойств материалов поверхностных слоев тел и т.д., так как они привносят другие виды связей.

Изображения, подобные рисункам моделей (Рис. 1 и 2), в виде чередующихся параллельных и концентрических полос, получаются на всех интерференционных картинах при исследовании напряженного состояния контакта тел. Следовательно, новая версия дает общее представление об образовании сцепления тел от всех видов связей.

Волнообразная деформация поверхностных слоев тел на площадке их контакта состоит из множества параллельных волн деформаций. Фронт каждой волны перпендикулярен к направлению качения и к направлению возможного скольжения (Рис. 2 и 3). Сцепление тел, реализованное вследствие трансформации кинетических энергий качения тела, является основным, т.к. конфронтация волнообразной деформации поверхностных слоев тел в наибольшей степени препятствует мгновенному разрушению, срыву сцепления в контакте тел.

Поэтому площадка контакта на неподвижном теле является опорой поворотам совершающему качение телу.

Трение при качении никогда не прекращается. Оно осуществляется в разных колебательных движениях и при образовании и разрушении связей между участками на краях площадки контакта тел. В колебательных движениях искажается форма траектории движения тела, уменьшается скорость движения тела, и происходит диссипация энергии.

Возникающие при колебаниях силы циклично меняют своё направление на противоположное. Поэтому сила трения в контакте тел от колебаний не образуется.

Вследствие трения при колебаниях образуется момент сопротивления поворотам тела. Назовем его моментом трения. Коэффициент трения качения, имеющий размерность длины, является характеристикой момента трения.

Для равномерного качения тела требуется незначительное количество энергии, т.к. энергия расходуется на компенсацию незначительных потерь связанных с сопротивлением момента трения.

3. Крип и микроскольжения

Впервые крип при качении локомотивных колес исследовал Ф.В. Картер в 1926 году [1]. Все анализы контактного взаимодействия основаны на существующей теории трения тел [2], [3]. Новое представление о реализации крипа основано на существенном влиянии вибрации на сцепление тел. Трение упругих тел приобретает волновые и дискретные свойства.

Энергия вибрации способствует трансформации порций кинетических энергий поверхностного слоя колеса в энергию сцепления противоположно деформированных участков поверхностных слоев колеса и рельса в их контакте.

Если увеличение одной из трансформируемых кинетических энергий происходит в меньшей мере чем предельная способность упругих участков колеса и рельса к растяжению и сжатию и образованию неподвижных соединений, связей в таком состоянии, то на входе в контакт тел в каждой паре этих участков, осуществляется принудительное неравенство сдвигов.

Из их совокупности на площадке контакта тел образуется сцепление двух поверхностных слоев разной длины. Через перемещающийся контакт тел пропускаются без скольжения поверхностные слои двух тел разной длины.

Это незначительно изменяет скорость качения тела, и называется ползучестью (крипом). Если крип растет, то энергия сцепления увеличивается за счет добавочной энергии в контакте тел. Диапазон реализации крипа ограничен пределом упругих свойств поверхностных слоев тел.

Если увеличение одной из трансформируемых кинетических энергий происходит в ещё большей мере, то постепенно накопливается в движении тела настолько значительная избыточная энергия, что на входе в контакт тел между поверхностями некоторых участков осуществляются маленькие порции скольжения. Назовем их микроскольжениями. Между поверхностями участков с микроскольжением не образуются неподвижные соединения, связи.

На площадке контакта тел пары участков с микроскольжением перемежаются парами участков со связями, в которых реализован крип. На Рис.3 пары участков с микроскольжением расположены через каждые три пары участков со связями.

Пара участков, между которыми при входе в контакт тел осуществилось микроскольжение не может существенно изменится в контакте тел, т.к. связи соседних участков препятствует расползанию микроскольжения на другие участки.

При выходе из перемещающейся площадки контакта тел микроскольжения в значительно большей степени чем крип изменяют скорость качения тела.

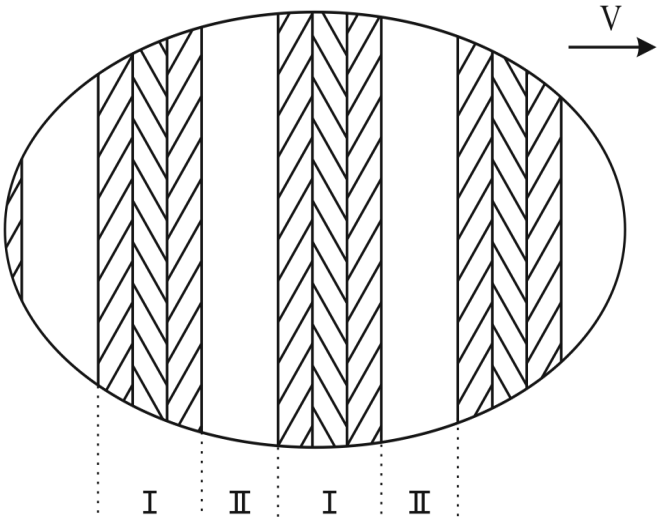


Рис.3. Модель расположения участков со связями (I) и микроскольженем (II) на площадке контакта колесо-рельс

Вследствие крипа и микроскольжений в контакте тел образуется сила трения Ff которая равна дисбалансу противоположных эквивалентных сил, т.е. сумме их векторных величин.

$$\overleftarrow{F}_I + \overrightarrow{F}_{II} = \overline{F}_f \tag{4}$$

Если крипа и микроскольжений в контакте нет, то противоположные эквивалентные силы равны и сила трения равна нулю.

$$\begin{gathered} |\overleftarrow{F}_I| = |\overrightarrow{F}_{II}| \\ F_f = 0 \end{gathered} \tag{5}$$

Если не допускать разрушения сцепления, то сила трения может плавно изменяться по величине и по направлению. Может стать равной нулю, или стать, например, если растет только крип, больше силы трения скольжения. Предел роста силы трения зависит от способности волновых свойств трения препятствовать срыву сцепления тел.

Часто сила трения равна нулю как промежуточная величина, когда, вследствие изменений условий качения, сила трения уменьшается до нуля, а затем растет в противоположном направлении.

Версия теории дает возможность заложить в уравнения механики плавное изменение величины и направления силы трения в контакте тел при изменении режима и условий их качения.

При равномерном качении колеса кинетическая энергия вращательного движения поверхностного слоя колеса равна кинетической энергии его поступательного движения, а их сумма равна удвоенной величине энергии поступательного движения.

Поэтому энергия сцепления колеса с рельсом при равномерном качении равна величине массы их поверхностных слоев, участвующих в сцеплении в контакте тел, умноженной на квадрат скорости поступательного движения колеса и на коэффициент трансформации.

$$W_a = k \cdot A \cdot t \cdot d \cdot V^2 \tag{6}$$

где A — площадь контакта,
t — толщина массы поверхностных слоев тел,
d — плотность стали,
V— скорость поступательного движения колеса.

Энергия сцепления может расти до скорости качения, при которой наступает предельное насыщение кинетическими энергиями контакта колесо-рельс. Следовательно, рост энергии сцепления зависит от диапазона упругих свойств поверхностных слоев колеса и рельса, т.е. осуществляется при реализации только крипа.

При дальнейшем увеличении скорости качения создается излишек кинетических энергий. Возникают микроскольжения и количество их увеличивается.

От этого количество неподвижно связанных участков поверхностных слоев двух тел на площадке их контакта уменьшается, т.е. уменьшается величина массы поверхностных слоев колеса и рельса, участвующих в сцеплении в контакте тел.

Энергия сцепления уменьшается. Поэтому формула применима до возникновения микроскольжений в контакте тел.

Разрушение, срыв сцепления может произойти за счет скачкообразного избытка одной кинетической энергии. Например, при мгновенном значительном увеличение кинетической энергии вращательного движения локомотивного колеса от привода.

Для этого она должна быть больше энергии сцепления тел, т.е. больше суммы двух кинетических энергий поверхностного слоя, из которых в данный момент образована энергия сцепления тел.

$$W_d \gg (W_t + W_r) \tag{7}$$

где Wd—кинетическая энергия, за счет избытка которой разрушается сцепления тел.

Для создания такого избытка вся кинетическая энергия вращательного движения локомотивного колеса должна мгновенно увеличится более чем в два раза, что реально только при очень резком скачкообразном ускорении в движении колеса.

Или избыток этой энергии в поверхностном слое колеса, поступающий в контакт тел, должен значительно превысить предельную максимальную энергию их сцепления.

Поэтому сцепление, имеющее столь малую энергию, способно создавать из контакта колесо-рельс достаточно надежную опору качению колеса.

Разрушение сцепления может произойти при уничтожении одной из кинетических энергий колеса. Например, при слишком сильном, чрезмерном прижиме тормозных колодок к колесу, вследствие которого энергия вращательного движения колеса превращается в тепло и износ поверхностных слоев.

На очень большой скорости качения количество связей становится минимальным, сцепление неустойчивым и может разрушится от случайных причин.

Сцепление колеса и рельса уменьшается или разрушается из-за грязи или масляной пленки на поверхности рельса, а для колесной пары из-за кривизны рельсового пути [4], [5].

От крипа износ поверхностей тел в контакте незначителен. Он образуется из-за накопления усталостных изменений в поверхностных слоях тел от очень многократных упругих тангенциальных деформаций.

Наиболее значительный износ осуществляется в микроскольжениях, в которых безвозвратно расходуется энергия движения.

4. Движение тележки

Схема сил и моментов при равномерном движении тележки с одной локомотивной колесной парой изображена на Рис.4 с учетом существующего представления о трении тел и на Рис. 5 по новой версии.

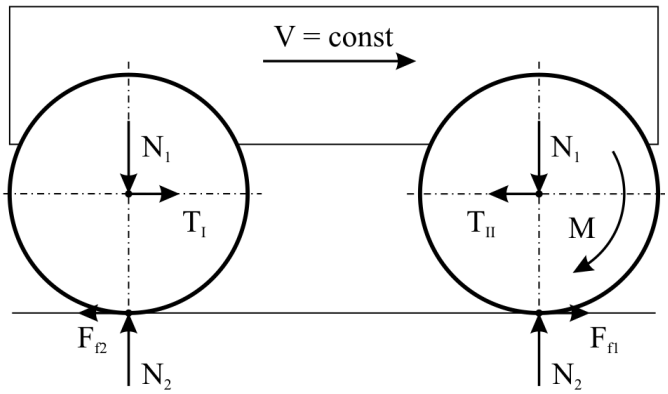


Рис. 4. Схема сил и моментов по существующему представлению о трении тел

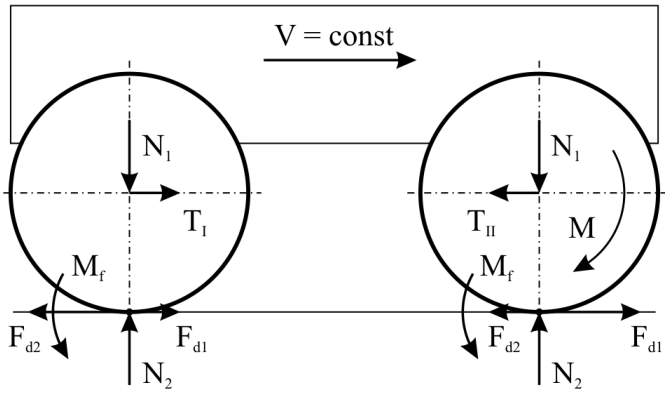


Рис. 5. Схема сил и моментов по новой версии

где Fd — эквивалентная сила,
Mf — момент трения (незначительная величина).

Сцепление локомотивного колеса с рельсом, превращает контакт тел в опору моменту силы тяги.

Если мысленно разделить тележку на две части, то часть тележки с локомотивной колесной парой начнет двигаться ускоренно, а другая часть тележки с прицепной колесной парой — замедленно. Равномерное движение тележки осуществляется в результате взаимного сдерживания противоположных равных ускорений локомотивной и прицепной колесных пар.

Скорости поступательных движений центров всех колес, жестко связанных корпусом тележки, одинаковы. А скорости вращательных движений локомотивной и прицепной колесных пар отличаются, вследствие упругих свойств поверхностных слоев колес и рельсов. Поэтому в контактах локомотивного и прицепного колес тележки с рельсами осуществляется противоположные крип и микроскольжения и образуются противоположные силы трения, в которых прявляется различие в ускорениях колесных пар тележки. На двух рисунках силы трения равны, так как сила трения равна дисбалансу противоположно направленных эквивалентных сил.

Наличие в контакте эквивалентных сил означает, что сцепление колеса и рельса не разрушено и оно препятствует сплошному скольжению в их контакте.

Сцепление локомотивного колеса с рельсом, превращает контакт тел в опору моменту силы тяги.

Тяга локомотивного колеса может увеличиваться если в контакте реализуется только крип, и уменьшается, если добавляются микроскольжения. Поэтому после предельной максимальной реализации крипа тяга локомотивного колеса уменьшается.

Если затем мысленно представить, что совершается равномерное качение только одного колеса по рельсу, то в его теоретически самостоятельном движении должны реализоваться вместе функции и локомотивного и прицепного колеса (Рис.6).

В этом случае в контакте отсутствует дисбаланс эквивалентных сил и сила трения равна нулю.Энергия качения колеса расходуется только на компенсацию незначительной потери энергии от диссипации энергии в разных колебательных движениях, т.е. от сопротивления момента трения.

Поэтому для реализации равномерного движения колеса достаточно весьма небольшой энергии, например в принудительных колебаниях.

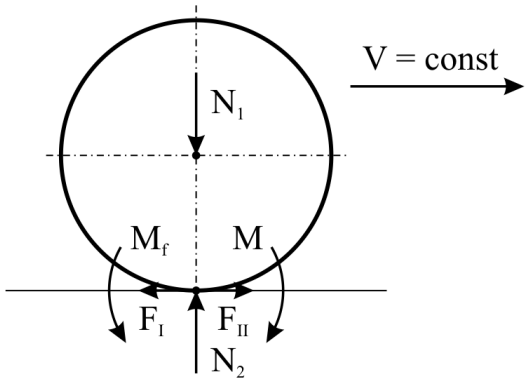


Рис. 6. Схема сил и моментов

Случаи самопроизвольного качения тел, внешне почти без сопротивления, наблюдаются в разных областях техники. Это происходит, если качению тела способствует вибрация, возникшая в другом движении этого или соприкасающегося с ним другого тела [6].

Применение насильственной вибрации малой мощности, создающей волновые и дискретные свойства трения в контакте упругих тел и компенсирующей незначительные потери от диссипации энергии, является одной из причин эффектных достижений вибрационной механики.

На схемах сил и моментов можно не показывать эквивалентные силы. Но надо учитывать, что сила трения при качении не является самостоятельной тангенциальной силой в контакте тел.

5. Испытания с целью проверки новой версии [7]

При движении поезда, имеющего множество локомотивных и прицепных колесных пар, в каждом контакте колеса с рельсом должена быть сила трения.

По новой версии совокупное влияние противоположных сил трения от всех колес на рельсы при равномерном движении поезда должно уравновешиваться. Должно отсутствовать постоянное силовое воздействие поезда, как единое целое, на рельсы в одном тангенциальном направлении.

В режиме равномерного движения железнодорожного грузового поезда из 72 вагонов с одним локомотивом проводились замеры передаваемых от колес на рельсы эквивалентных сил.

Тензометрические датчики устанавливались на нейтральной оси рельса. При скорости поезда 60 км/час частота вибрации в контакте колесо-рельс составляла ~12000 гц. Для выявления действия эквивалентных сил регистрация опытов была поставлена таким образом, чтобы измерительная схема не изменяла направление вектора эквивалентной силы.

Из графика на Рис. 7 видно, что при качении колеса локомотива противоположно направленные эквивалентные силы, реализуемые на рельсе за один период вибрационного колебания, не равны.

Это означает превышение одной эквивалентной силы, т.е. показывает наличие силы трения в контакте колеса локомотива с рельсом.

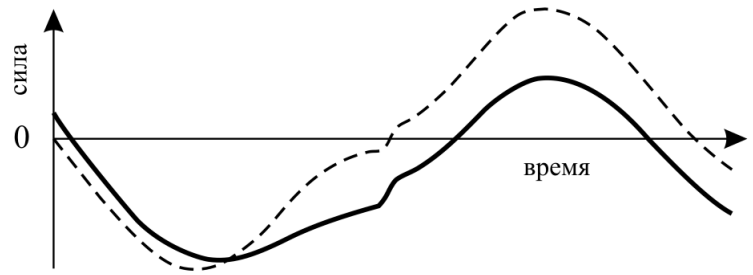


Рис.7. График эквивалентных сил на рельсе за один период вибрационного колебания при движении последнего колеса последнего прицепного вагона (штриховая линия) и колеса локомотива (сплошная линия)

При движении колеса промежуточного прицепного вагона обнаружено противоположное превышение одной эквивалентной силы, т.е. наличие силы трения в противоположном направлении по отношению к силе трения в контакте колеса локомотива с рельсом.

При движении последнего колеса последнего прицепного вагона эквивалентные силы, как видно на графике, равны.

В результате испытаний выяснено: при движении обязательно присутствует сила трения, передаваемая от локомотивных колес на рельсы, и противоположно направленная сила трения от колес прицепных вагонов.

Равенство эквивалентных сил в контакте с рельсом последнего колеса последнего прицепного вагона показывает, что общей, совокупной для всех колес поезда силы трения нет.

При равномерном движения поезда в контактах колес с рельсами осуществляются многочисленные противоположно направленные силы трения, которые вследствие их совокупного равновесия не толкают рельсы за пределами габарита поезда преимущественно в одну сторону.

Энергия, равномерно движущая поезд, расходовалась на компенсацию потерь энергии от трения локомотивных колес и на потерю энергии от трения колес прицепных вагонов, т.е. на два противоположных равных процесса трения.

Ещё, но незначительно, энергия расходовалась на сопротивление от момента трения.

Для реализации равномерного движения поезда расходуется энергия, но несмотря на это весь поезд, как единое целое, движется без силового воздействия на рельсовый путь в одном тангенциальном направлении, что и предполагалось.

6. Колесные пары с возможностью дифференциального вращения ободов колес

На криволинейных участках пути, вследствие разных длин пути для двух колес колесной пары, возникает сопротивление движению в контактах колес с рельсами. Энергия движения колесной пары расходуется на ее преодоление.

Реборда колеса изнашивается в несколько раз интенсивнее поверхности качения колеса. Для ее восстановления приходится часто обтачивать колеса, значительно уменьшая их диаметр.

Чтобы не заменять изношенное колесо целиком, его изготавливают из ступицы и сменного бандажа. Прессовая горячая посадка бандажа на ступицу создает их постоянное напряжение, что может привести к разрыву бандажа и катастрофе на движущемся транспорте.

Поэтому между бандажом и ступицей колеса стали запрессовывать упругие резиновые элементы. Уменьшился шум при движении, но не потери энергии.

В новом исполнении колесной пары, бандажи колес в виде ободов одеты на ступицы колес свободно, с возможностью вращения (Рис. 8).

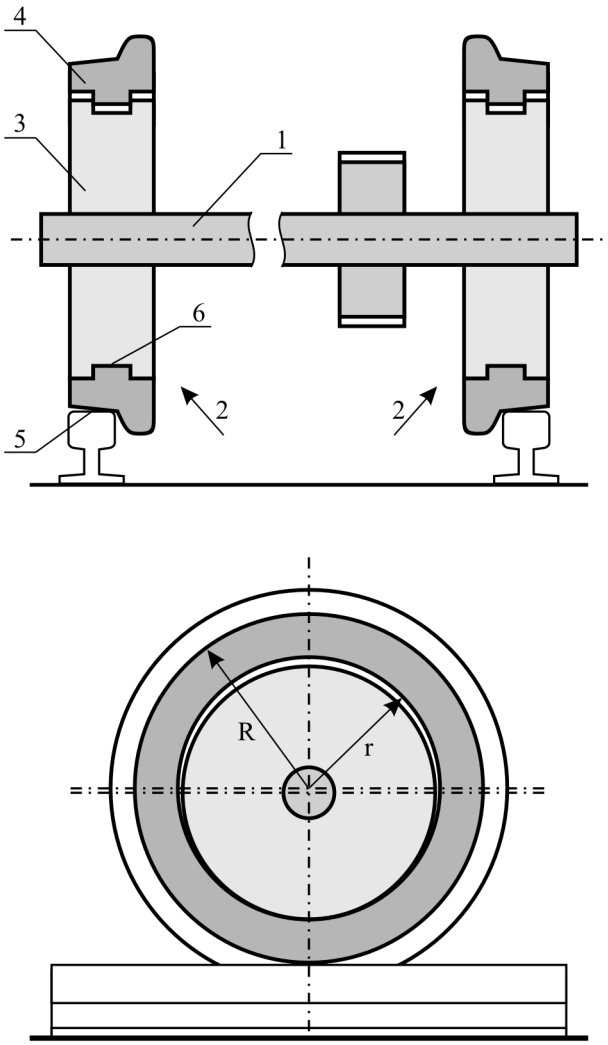


Рис. 8. Колесная пара с возможностью дифференциального вращения ободов колес

По существующей теории трения считается, что при отсутствии прессовой посадки между бандажом и ступицей будет сплошное скольжение внутри колеса.

Вследствие этого катастрофический износ контактируемых поверхностей внутри колеса, нарушение плавности в движении и уменьшение тяги.

В Москве, Россия, свыше 10 лет производились испытания новой локомотивной колесной пары на вагоне метро и на трамвае.

Новая колесная пара состоит из оси 1 и двух колес 2. Каждое колесо имеет ступицу 3, жестко насаженную на ось, и обод 4, установленный на ступицу 3 с зазором. Обод 4 имеет поверхность качения 5 по рельсу и внутреннюю поверхность 6, контактирующую со ступицей 3.

При движении колесной пары обода 4 катятся по рельсам, ступицы 3 катятся по внутренней поверхности 6 ободов 4, как по круговому рельсу. Осуществляются два фрикционных взаимодействия: внешнее – между ободом и рельсом и внутреннее – между ободом и ступицей.

Испытания транспортного средства с новыми колесными парами показали, что на криволинейных участках пути с радиусом 200м. дифференциальное движение ободов на ступицах колес достигало относительно основного хода колеса 0,3%.

Радиальная толщина обода (бандажа) составляет не более 20% от радиуса колеса. Поэтому сцепление между ободом и ступицей за счет значительно большей площади их контакта приблизительно равно сцеплению между ободом и рельсом.

Новая колесная пара обеспечивает полноценную тягу.

Результаты анализа даны в отчете ВНИИЖТ (Всероссийский Научно-исследовательский Институт Железнодорожного Транспорта) [8].

Удивительно, но при ежедневной многолетней эксплуатации вагона трамвая, размеры реборд колес не изменились. Диаметры колес постепенно уменьшались, но профиль их наружной поверхности оставался неизменным.

Обтачивание поверхности катания колес за всё время многолетних испытаний не производилось.

Модельные испытания на стенде Манчестерского университета (Англия) [9] показали, что интенсивность износа реборд новых колес при движении на криволинейных участках пути уменьшается по сравнению с традиционными колесами в 2,8 раза (Рис. 9).

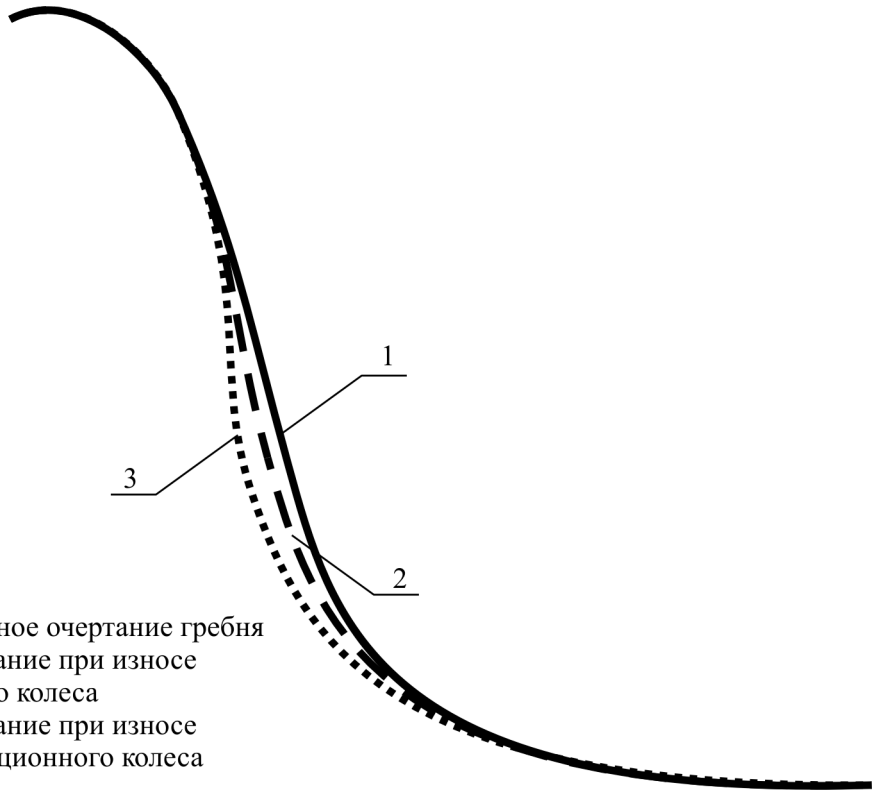
Колесам не нужна частая обточка для восстановления размеров реборды. Продолжительность их эксплуатации увеличивается в 4 – 5 раз.

На криволинейных участках пути движение ободов на ступицах колес было плавным. Исчез неприятный звук (скрежет) от скольжения по рельсу реборд колес традиционных колесных пар.

Улучшение движения происходит в новой колесной паре вследствие того, что крип может реализоваться одновременно и в контакте колесо-рельс и в контакте обод-ступица, который имеет значительно большую площадь.

Этого вполне достаточно для осуществления весьма небольшого дифференциального вращения ободов на криволинейных участках пути большого радиуса.

Дифференциальное движение ободов осуществляется настолько легко, что возникает эффект кажущегося перехода от сухого трения в контактах обод-ступица и обод-рельс к вязкому, текучему, то есть к трению с весьма малым сопротивлением движению.



1 – исходное очертание гребня
2 – очертание при износе нового колеса
3 – очертание при износе традиционного колеса

Рис. 9. Сравнение износа реборд колес традиционной и новой колесной пары на стенде Манчестерского университета

От крипа в двух контактах реализуется только "усталостный" износ.

На трамвайных путях малого радиуса, в контактах осуществляется вместе и крип и отдельные порции микроскольжений, что видно по их значительному большему износу.

Рост зазора из-за износа между ободами и ступицами колес колесной пары вагона метро составляет 0,004 мм, а трамвая 0,040 мм на 1000 км пробега. Это небольшая величина, но она накапливается и для длительной эксплуатации эта конструкция не пригодна. Поэтому был создан второй вариант колеса [10] (Рис. 10).

Второй вариант колеса содержит ступицу 1, предназначенную для жесткого крепления на оси колесной пары 2. На ступице с возможностью ограниченного осевого перемещения установлено кольцо 3.

Обод 4 с конической внутренней поверхностью 5 сопряжен с ответной конической поверхностью 6 на кольце. Соединение кольца со ступицей осуществляется, например, посредством пальцев 7.

Для автоматического осевого перемещения кольцо подпружинено 8 в направлении вершины конических поверхностей.

Чтобы новое колесо передвигалось как единое целое на прямолинейных участках пути, сила предварительного сжатия пружин приблизительно равна силе отталкивания, возникающей под весом транспортного средства на сопряженных конусных поверхностях кольца и обода.

Более упругие элементы конструкции колеса способствуют более "чуткому" реагированию обода колеса на изменения в траектории движения колесной пары.

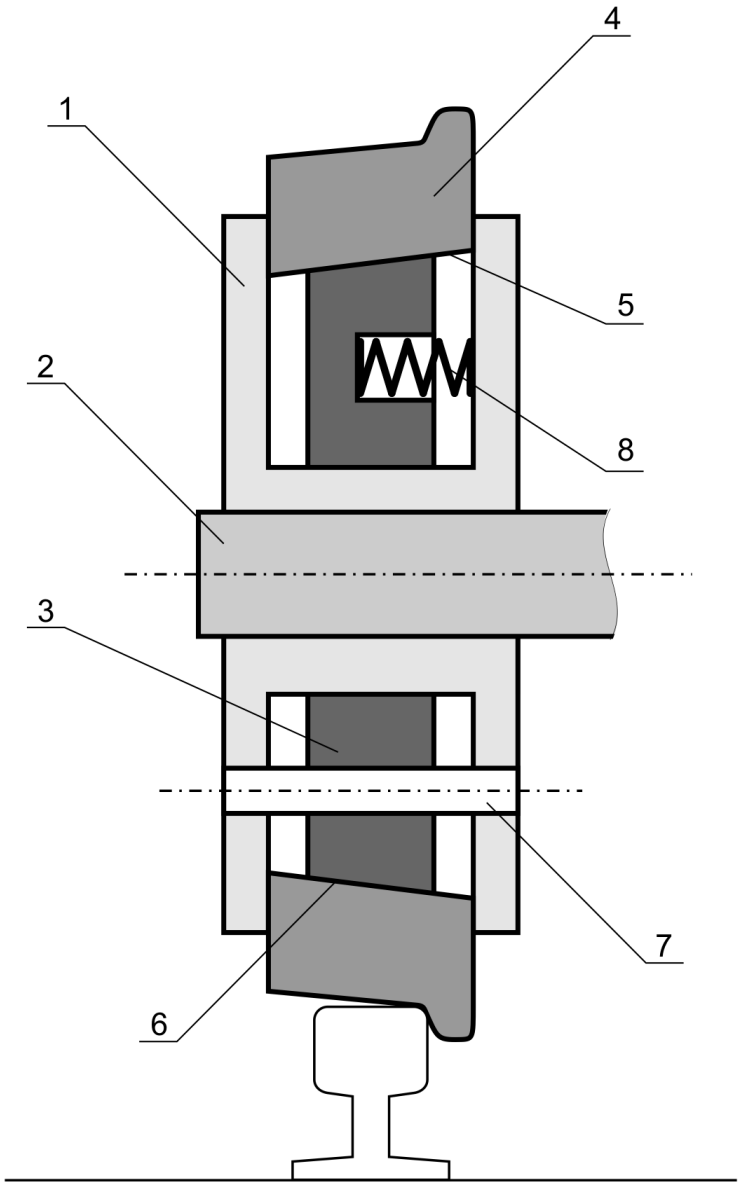


Рис. 10. Второй вариант конструкции колеса

7. Выводы

Если учитывать влияние вибрации, то процесс реализации трения и сцепления в контакте упругих тел становится более логичным и предсказуемым.

При качении тела энергия вибрации образуется из кинетических энергий поверхностного слоя тела и способствует поочерёдной их трансформации в энергию сцепления тел. Трение в контакте упругих тел приобретает волновые и дискретные свойства.

Вследствие вибрации на площадке контакта тел создается множество связей, необходимых для реализации их сцепления.

Без весьма маленьких, по сравнению с энергиями качения тела, энергий вибрации и сцепления тел качение тела неосуществимо.

Сцепление тел — это совокупность множества неподвижно связанных участков поверхностных слоев двух тел на площадке их контакта.

Волновые свойства трения поверхностных слоев тел препятствуют мгновенному разрушению, срыву сцепления в контакте тел. Поэтому площадка контакта тел является опорой последовательным поворотам совершающему качение телу.

Одновременно, вследствие дискретных свойств трения, на площадке контакта тел может быть крип и отдельные порции микроскольжений.

Крип увеличивает, а микроскольжение уменьшает сцепление тел. Диапазон реализации крипа ограничен пределом упругих свойств поверхностных слоев контактируемых тел.

При выходе из перемещающейся площадки контакта тел микроскольжение в значительно большей степени чем крип изменяет скорость качения тела.

Вследствие вибрации изменения тангенциальной деформации поверхностных слоев двух тел на площадке их контакта, необходимые для качения тела в разных режимах и условиях движения, осуществляются в большом диапазоне не разрушая сцепление тел.

Список литературы

1. Carter F. W. On the action of locomotive driving wheel // Proc. Roy. Soc. - Ser A., Vol. 112 - 1926 - P. 151-157
2. Johnson K.L. Contact mechanics // Cambridge Univesity - 1985 - P. 452.
3. Kalker J. J. Three-Dimensional Elastik bodies in rolling contact // Kluwer academic Publishers, Printed in the Netherlands. - 1990 - P.314.
4. Трение, износ, смазка /под ред. Чичинадзе А. В. М. : Машиностроение, 2003. 576с.
5. Лужнов Ю. М. Сцепление колес с рельсами Природа и закономерности. М.: ВНИИЭНТ, 2003. 144с.
6. Блехман И.И. Вибрационная механика М., 1994
7. Левинзон М. А. Отчет о проведенных испытаниях с целью определения продольных сил, передаваемых от колеса на рельс в различных режимах движения // ВНИИЖТ. 2001
8. Отчет ВНИИЖТ УДК 625.032.3.: 629.4.02.14 Испытания вагона метро с колесными парами дифференциального вращения колес. 1996
9. Simon Iwnicki. Testing and analysis of a friction controlled wheelset // Manchester Metropolitan University - 2000 - P. 16.
10. Фридберг А. М. Железнодорожное колесо Фридберга А.М. // No. RU 2344941 C2. 2006

УДК 621.793.001

МОДЕЛЬ ОБРАЗОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ПРИ РЕАКТИВНОМ НАПЫЛЕНИИ В ПАРАХ МЕТАЛЛА: СЛУЧАЙ ОБРАЗОВАНИЯ НЕСКОЛЬКИХ СОЕДИНЕНИЙ

MODEL OF COATING'S REACTIVE DEPOSITION IN METALLIC VAPOR: CASE OF SEVERAL COMPOUNDS FORMATION

Хрущов М.М., к.ф.-м.н.

(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ)

Разработана модель процесса реактивного напыления покрытий, сопровождающегося образованием нескольких фаз соединений с различным уровнем термодинамической стабильности и стехиометрии.

A model of reactive PVD coating deposition processes leading to formation of several compound phases differing by their level of thermodynamic stability and stoechiometry has been developed.

Ключевые слова: *вакуумные ионно-плазменные покрытия, реактивное напыление, напыление покрытий в парах металла, технологические параметры, фазовый и химический состав покрытий, стехиометрические соединения, оксиды*

Key words: *plasma assisted physical vapor deposition, PVD coatings, reactive film deposition, coating deposition in metallic vapor, technology parameters, coating phase and chemical composition, stoechiometric compounds, oxides*

Теория процессов образования вакуумных ионно-плазменных покрытий применительно к случаю синтеза покрытий конденсацией паров металла в химически активной атмосфере (активированное реактивное испарение, электронно-плазменная, вакуумно-дуговая и др. технологии напыления) ранее явилась предметом рассмотрения в работах [1-3]. Так, в работе [1] был проанализирован случай нанесения покрытий, когда в качестве активной атмосферы используется один тип газа, а в [2,3] — рассмотрено напыление в смеси газов и вопросы устойчивости используемых режимов конденсации.

Ниже нами рассмотрен случай, когда напыление покрытия сопровождается образованием нескольких соединений, в том числе таких, которые могут обладать повышенной летучестью или быть неустойчивыми при технологической температуре. В этом случае на поверхности конденсации («стенке») эффективной площадью A_c образуется ряд соединений. Для простоты рассмотрим случай, когда на поверхности покрытия будут формироваться три соединения, из них одно – высокостабильное и два – менее неустойчивых. Это соответствует, например, условиям при синтезе покрытий оксида хрома реактивным электронно-плазменным напылением, когда образуется устойчивая фаза Cr_2O_3 и неустойчивые CrO (метастабильная фаза) и CrO_3 (испаряется выше 196°C) [3,4]. Соответственно, времена жизни этих фаз на поверхности будут равны $\tau_1 \gg \tau_2, \tau_3$, где индекс "1" относится к устойчивому соединению.

Используя те же обозначения, что и ранее в работах [1-3], можно записать:

$$2\,\alpha_{X/Me}F(p)\,(1-\theta_1-\theta_2-\theta_3)+2\,\alpha_{X/C_1}\,F(p)\,\theta_1+\ldots$$
$$+2\,\alpha_{X/C_2}\,F(p)\,\theta_2+2\,\alpha_{X/C_3}\,F(p)\,\theta_3-\alpha_{Me/C_1}\,I_0\,(1-\Gamma)\,\theta_1-\ldots$$
$$-\left(J_{Me^+}/e\right)\cdot S_{C_1}^{Me^+}\theta_1-N_T\,\theta_1/\tau_1=N_T\,\dot{\theta}_1\,; \qquad (1)$$

Аналогичные соотношения могут быть также записаны для $\dot{\theta}_2$ и $\dot{\theta}_3$. Введем обозначения: $\alpha_{X/Me} \equiv \alpha_m$; $\alpha_{X/C_i} \equiv \alpha_i$ (i = 1...3) и будем считать, что коэффициенты прилипания металлических атомов к участкам поверхности, занятым образовавшимися соединениями $\alpha_{Me/C_i} = 1$. Кроме того, будем предполагать, что синтезируемые соединения имеют стехиометрический состав MeX_{x_i} для i-го соединения, где через x_i обозначены соответствующие коэффициенты стехиометрии. Тогда (1) можно переписать в виде:

$$2\,[\alpha_m(1-\theta_1-\theta_2-\theta_3)+\alpha_1\theta_1+\alpha_2\theta_2+\alpha_3\theta_3)\,]\,F(p)-$$

$$-\,[I_0(1-\Gamma)\,\theta_1-\left(J_{Me^+}/e\right)\cdot S_{C_1}^{Me^+}\theta_1-N_T\,\theta_1/\tau_1]\,x_1=N_T\,x_1\dot{\theta}_1\,; \qquad (2)$$

Для величины расхода активного газа напылительной системой в этих же обозначениях можно записать:

$$Q=\left\{s+KA_c\left[\alpha_m\,(1-\theta_1-\theta_2-\theta_3)+\alpha_1\,\theta_1+\alpha_2\,\theta_2+\alpha_3\,\theta_3\right]\right\}F(p); \qquad (3)$$

где $s = S\,(2\,\pi\,k\,m\,T)^{1/2}$; m — масса молекулы газа **X**; $K = kT_G$; T и T_G — температура подложки и газа, соответственно; S — скорость откачки вакуумной системой; A_c — эффективная площадь активной поверхности; k — постоянная Больцмана; N_T. — плотность «активных» мест на напыляемой поверхности; Γ — степень ионизации паровой фазы. Обозначения для прочих величин, входящих в выражения (1)—(3), такие же, как ранее в работе [1].

Из уравнения (3) следует, что

$$F(p)=Q/\left\{s+KA_c\left[\alpha_m-(\alpha_m-\alpha_1)\,\theta_1-(\alpha_m-\alpha_2)\,\theta_2-(\alpha_m-\alpha_3)\,\theta_3\right]\right\},$$

откуда для $\dot{\theta}_1$ можно записать:

$$x_1\dot{\theta}_1=\frac{2Q}{N_T}\cdot\frac{\alpha_m-\sum_i(\alpha_m-\alpha_i)\cdot\theta_i}{s+KA_c\left[\alpha_m-\sum_i(\alpha_m-\alpha_i)\cdot\theta_i\right]}-\frac{I_0}{N_T}\cdot\left[1-\left(1-S_1^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]\cdot x_1\cdot\theta_1-x_1\frac{\theta_1}{\tau_1}.$$

Можно ввести постоянную с размерностью времени $\tau_m = N_T / I_0$, характеризующую скорость «металлизации» поверхности A_c. Обозначив далее, как и в работе [1], $Q / K A_c I_0 = q$, получим

$$x_1\dot{\theta}_1=2\cdot q\cdot\frac{\alpha_m-\sum_i(\alpha_m-\alpha_i)\cdot\theta_i}{s+KA_c\left[\alpha_m-\sum_i(\alpha_m-\alpha_i)\cdot\theta_i\right]}-\left[1-\left(1-S_1^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]\cdot x_1\theta_1-\left(\frac{\tau_m}{\tau_1}\right)\cdot x_1\theta_1. \qquad (4)$$

Физический смысл «безразмерного потока» q, равного отношению плотности потока молекул активного газа $Q / K A_c$ к плотности потока металлического пара I_0 на поверхность A_c подробно обсуждался нами ранее в работе [1].

Уравнение (4) может быть ещё упрощено введением величин $b = s / K A_c \alpha_m$ и $a_i = 1 - \alpha_i / \alpha_m$. Тогда

$$x_1\dot{\theta}_1=2\cdot q\cdot\frac{1-\sum_i a_i\theta_i}{b+1-\sum_i a_i\theta_i}-\left(\left[1-\left(1-S_1^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\frac{\tau_m}{\tau_1}\right)\cdot x_1\cdot\theta_1. \qquad (5)$$

Аналогичные выражения можно записать также для $\dot{\theta}_2$ и $\dot{\theta}_3$. В отличие от соотношений из работ [1-3] в них отказались от использования параметров $I_i = I_0\,[1-(S_{MeX_{x_i}}^{Me^+}-1)\,\Gamma]$ для того, чтобы подчеркнуть роль эффектов распыления соответствующих соединений, образующихся при синтезе, металлическими ионами и высокоэнергетическими атомами. Из структуры полученного выражения можно сделать вывод, что формула (5) будет

справедлива не только в случае образования при напылении трех соединений, но и для большего их числа.

В стационарном случае, расписав в явном виде выражение, находящееся в (5) под знаком суммы, можно получить систему уравнений для $\{\theta_i\}$ образующихся соединений.

В случае, когда таких соединений образуется три, как, например, в покрытиях Cr-O, получаемых реактивным электронно-плазменным напылением [4,5], соответствующая система имеет вид:

$$\begin{cases} \left(\left[1-\left(1-S_1^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_1}\right)\cdot a_1\cdot x_1\cdot\theta_1^2-\ldots \\ -\left\{\left[\left(1-a_2\theta_2-a_3\theta_3\right)+b\right]\cdot\left(\left[1-\left(1-S_1^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_1}\right)\cdot x_1+2a_1\cdot q\right\}\cdot\theta_1+\ldots \\ +2\cdot q\cdot\left(1-a_2\theta_2-a_3\theta_3\right)=0; \\ \left(\left[1-\left(1-S_2^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_2}\right)\cdot a_2\cdot x_2\cdot\theta_2^2-\ldots \\ -\left\{\left[\left(1-a_1\theta_1-a_3\theta_3\right)+b\right]\cdot\left(\left[1-\left(1-S_2^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_2}\right)\cdot x_2+2a_2\cdot q\right\}\cdot\theta_2+\ldots \\ +2\cdot q\cdot\left(1-a_1\theta_1-a_3\theta_3\right)=0; \\ \left(\left[1-\left(1-S_3^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_3}\right)\cdot a_3\cdot x_3\cdot\theta_3^2-\ldots \\ -\left\{\left[\left(1-a_1\theta_1-a_2\theta_2\right)+b\right]\cdot\left(\left[1-\left(1-S_3^{Me^+}\right)\cdot\Gamma\right]+\dfrac{\tau_m}{\tau_3}\right)\cdot x_3+2a_3\cdot q\right\}\cdot\theta_3+\ldots \\ +2\cdot q\cdot\left(1-a_1\theta_1-a_2\theta_2\right)=0. \end{cases} \quad (6)$$

Можно предположить, что соответствующие стационарные значения θ_i , будут сходны с полученными ранее при рассмотрении синтеза покрытий сложного состава в смеси нескольких активных газов [2,3] с тем отличием, что поскольку имеется лишь один активный газ «разностные» эффекты, связанные с Δq_i, будут отсутствовать, а q будет играть в этом случае ту же роль, что играет параметр q_Σ в соотношениях модели [2,3].

Расчет зависимости стационарных значений концентрации отдельных соединений в покрытиях, как функции обобщенного потока q был проведен с использованием соотношений (6). В качестве модельного объекта были рассмотрены покрытий системы хром – кислород при реактивном напылении в парах хрома и кислородосодержащих активных атмосферах. Численные значения параметров модели, использованные нами при расчетах для покрытий системы Cr-O, приводятся в Приложении.

Предполагалось, что соединение «2» (Cr_2O_3) более стабильно, чем два других, а фаза «1» (CrO) имеет более высокую стабильность, чем «3» (CrO_3).

Из общих соображений было можно предположить, что соответствующие стационарные значения θ_i , будут сходны с полученными при рассмотрении синтеза покрытий сложного состава в смеси нескольких активных газов [2,3] с тем отличием, что поскольку имеется лишь один активный газ «разностные» эффекты, связанные с Δq_i, будут отсутствовать, а q будет играть в этом случае ту же роль, что играет параметр q_Σ в соотношениях модели [2,3], а закон формирования фазового состава покрытий будет подчиняться правилу «суммарного потока», предложенному нами в этих работах.

Результаты теоретического расчета, приведенные нами на рис. 1 и 2, подтверждают сделанные предположения. В частности, из рис. 1 видно, что суммарная концентрация фаз

в покрытиях $\sum_i \theta_i$ не может превышать значение $\theta = \theta_\Sigma$, определяемое величиной потока q, пропорционального отношению потоков молекул реактивного газа и металлического пара, поступающих на поверхность конденсата в процессе напыления.

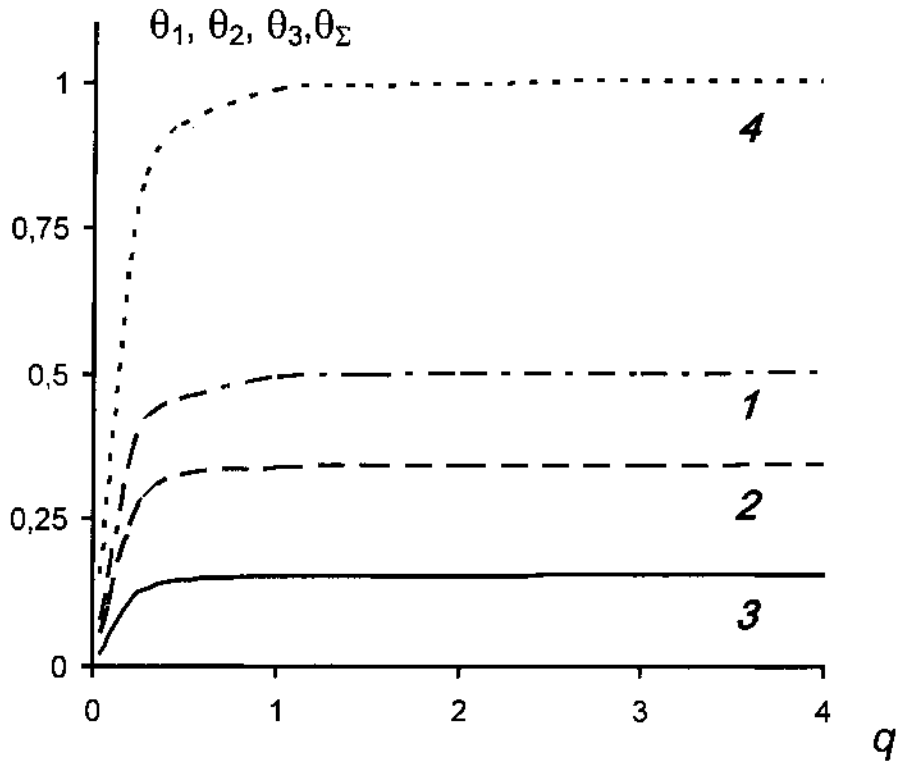


Рис. 1. Теоретическая кривая зависимости $\theta_i = f(q)$ для покрытий системы хром - кислород: 1 – θ_1; 2 – θ_2; 3 – θ_3; 4 – θ_Σ (расчет проведен для $\Gamma = 0{,}1$).

Вопрос о роли степени ионизации металлического пара исследован нами на рис. 2 При расчетах рассматривали значения «степени ионизации» Г, лежащие в интервале $0{,}1 \leq \Gamma \leq 0{,}5$. Установлено, что доля высокоэнергетической компоненты паровой фазы достаточно слабо влияет на величину концентрации θ_1 соединения CrO, обладающего промежуточной стабильностью, за исключением области малых q, где такое влияние отмечается (группа кривых под номером 1 на рис. 2). В то же время для наиболее стабильного соединения двойного триоксида хрома Cr_2O_3 при росте степени ионизации Г наблюдается повышенный выход соединения, по сравнению со случаем слабой ионизации или ее отсутствия, по-видимому, за счет наличия у этой фазы более низких значений коэффициента распыления, чем у других рассмотренных соединений системы Cr-O (группа кривых 2).

Косвенно этот факт подтверждается снижением содержания CrO_3 в покрытиях, наблюдаемым в условиях более интенсивной бомбардировки высокоэнергетическими частицами (см. семейство кривых 3 на рис. 2).

Следует отметить, что развитие теоретических моделей рассматриваемого нами типа сдерживается отсутствием надежных данных по коэффициентам прилипания, коэффициентам распыления и временам десорбции τ_i. В частности, оценки показывают, что при временах жизни адсорбированных молекул неустойчивых соединений типа CrO_3 $\tau_i \leq 0{,}1$ сек выполняется неравенство $\frac{\tau_m}{\tau_i} \geq \left[1 - \left(1 - S_i^{Me^+}\right) \cdot \Gamma\right]$ и надо, помимо распыления

высокоэнергетическими частицами, обязательно учитывать в расчетах соответствующие времена десорбции.

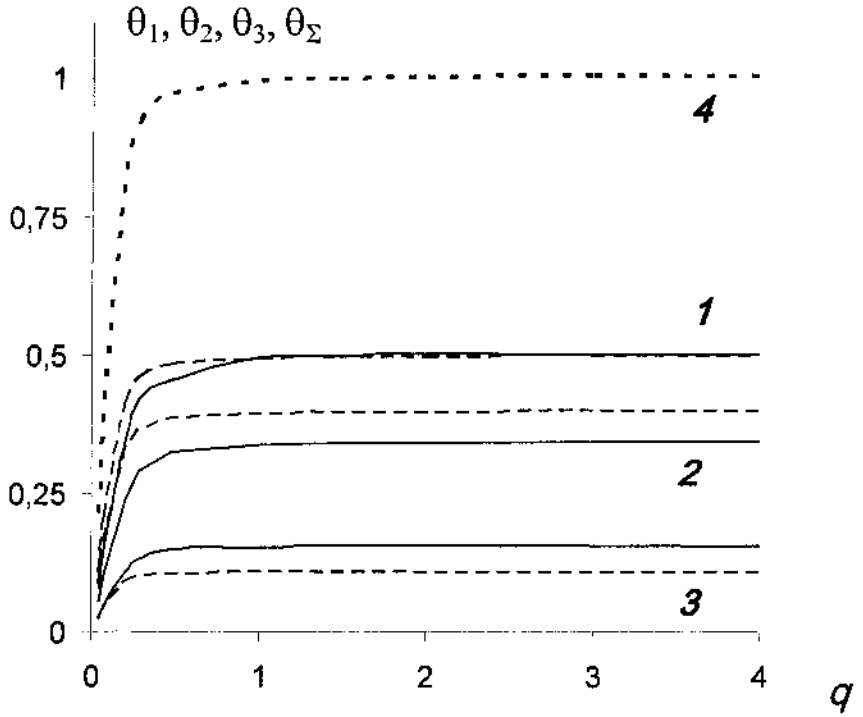


Рис. 2. Теоретические кривые зависимости $\theta_i = f(q)$ для покрытий системы хром - кислород: 1 – θ_1; 2 – θ_2; 3 – θ_3; 4 – θ_Σ; кривые, показанные сплошными линиями, построены для случая Г = 0,1; пунктирные – для Г = 0,5; кривая для θ_Σ построена для Г = 0,5.

При этом наша модель была построена в предположении, что фазы, образующиеся в покрытиях при реактивном напылении, начинают формироваться независимо друг от друга и лишь на более поздних стадиях синтеза начинают конкурировать друг с другом за место «под солнцем» на подложке согласно правилу «суммарного потока». В то же время известны факты, свидетельствующие об образования одних оксидных фаз из других в условиях «жесткого» окисления [6]. Учет роли такого типа эффектов в рамках предложенной модели синтеза многофазных покрытий представляется, на наш взгляд, крайне актуальным.

Использование такого рода моделей представляет также интерес с точки зрения описания процессов вакуумного ионно-плазменного синтеза покрытий и пленок со сложной многофазной структурой, в том числе, нанокомпозитной. В этом смысле особый интерес представляют нанокомпозиты на основе аморфного углерода, легированного карбидообразующими металлами, получаемые реактивным напылением в активной атмосфере, содержащей пары углеводородов.

Выводы

1. Разработана модель и выполнен модельный расчет процесса реактивного напыления покрытий хрома в кислородосодержащей атмосфере, сопровождающегося образование одной устойчивой (Cr_2O_3) и двух термодинамически менее устойчивых фаз с разным уровнем стабильности и стехиометрией.
2. Проведен расчет зависимости фазового состава покрытий от нескольких технологических параметров (степень ионизации паровой фазы, поток активного газа

на подложку (давление активного газа) и др.). Проанализированы возможности используемой модели и пути её возможного уточнения.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 11-08-00802).

Список литературы

1. Хрущов М.М. Процессы образования покрытий при реактивном плазменном напылении в парах металла // Поверхность. 1994. № 3 С.84—95.
2. Хрущов М.М. Модели вакуумных ионно-плазменных процессов и описание реактивного напыления покрытий триботехнического назначения //Трение и смазка в машинах и механизмах. 2009. № 9. С.14-24.
3. Хрущов М.М. Феноменологические модели реактивного напыления покрытий // Методы упрочнения поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В.Москвитина. М.: КРАСАНД. 2008. С.153-195.
4. Семенов А.П., Сорокко А.А., Хрущов М.М. Влияние режимов нанесения реактивным электронно-плазменным методом покрытий системы Cr-O на их состав, механические и трибологические свойства // Трение и износ. 1990. Т.11. № 6. С.1094—1102.
5. Хрущов М.М., Сорокко А.А., Семенов А.П. Структурные особенности покрытий системы Cr-O, полученных реактивным осаждением в парах металла // Поверхность. 1991. № 5. С.97-106.
6. Биркс Н., Майер Дж. Введение в высокотемпературное окисление металлов. М.: Металлургия. 1987. 184 с.

Приложение

Значения модельных параметров, использованные при проведении расчетов

Параметры парообразующего металла (хром) и условий напыления

Металл	$S_{Me}^{Me^+}$	$\alpha_{X/Me}$	$T_г$, К	$T_п$, К	A_c, м^2	Г	τ_m, с
Cr	1,5	1,0	300	773	0,1	0; 0,1; 0,3	0,1…10

Параметры соединений хрома, образующихся при реактивном напылении покрытий в атмосфере O_2

Соединение	CrO	Cr_2O_3	CrO_3
x_i	1,0	1,5	3
$S_{MeX_{x_i}}^{Me^+}$	$S_{MeX_{x_i}}^{Me^+} = 0,25 \cdot S_{Me}^{Me^+}$	$S_{MeX_{x_i}}^{Me^+} = 0,1 \cdot S_{Me}^{Me^+}$	$S_{MeX_{x_i}}^{Me^+} = 0,75 \cdot S_{Me}^{Me^+}$
$\alpha_{X/MeX_{x_i}}$	0,01	0,01	0,01
τ_i, с	100	10^3	0,1

УДК 621.891:546.26

ВЛИЯНИЕ ПОДЛОЖКИ НА СВОЙСТВА АЛМАЗОПОДОБНЫХ ЛЕГИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ, НАНЕСЕННЫХ НА КОНСТРУКЦИОННЫЕ СПЛАВЫ

INFLUENCE OF SUBSTRATE MATERIAL ON PROPERTIES OF DOPED DLC COATINGS DEPOSITED ON STRUCTURAL ALLOYS

Хрущов М.М., канд. физ.-мат. наук, Марченко Е.А., канд. техн. наук, Гасилов В.Ф.
(Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ)

Приведены результаты исследования трибологических и структурных характеристик покрытий гидрогенизированного аморфного углерода a-C:H, легированных кремнием и молибденом-кремнием и нанесенных на подложки из сталей 95Х18, ШХ15 и ХН35ВТ при сухом трении в паре с нитридом кремния.

Ключевые слова: *алмазоподобные покрытия, легирование кремнием и кремнием-молибденом, трибологические свойства, контактная прочность, коэффициент трения, микротвердость, износ, нитрид кремния, подложки из стали 95Х18, ШХ15 и ХН35ВТ.*

The results of tribological and structural investigations of coatings of hydrogenized amorphous silicon doped with hydrogen and molybdenum deposited on steel substrates of AISI 440C, AISI 52100 and Incoloy 800 have been presented for conditions of dry friction in pair with silicon nitride.

Key words: *diamond-like coatings doped with silicon and molybdenum, tribological properties, contact strength, coefficient of friction, microhardness, wear, silicon nitride, 95X18 (AISI 440C), ШХ15 (AISI 52100), XH35BT (Incoloy 800) steel substrates.*

Легирование алмазоподобных покрытий (АПП) на основе аморфного углерода (*a*-C и *a*-C:H) металлическими и металлоидными компонентами, создание наноструктур позволяет во многих случаях значительно увеличить их износостойкость, компенсируя оптимальным структурным состоянием незначительную (1-2 мкм) толщину покрытий, ограниченную технологией их нанесения. В составе различных химических композиций к настоящему времени исследовано большое количество элементов [1-4]. Однако вопрос о характере влияния их природы и количества на фазовый состав, особенности микроструктуры и свойства АПП требует тщательного изучения в каждом конкретном случае, так как формирование покрытий является многофакторным процессом.

В настоящей работе исследовались легированные АПП двух типов: (1) – покрытие гидрогенизированного аморфного углерода, легированное кремнием – *a*-C:H:Si и (2) – подобное же покрытие, легированное молибденом и кремнием – *a*-C:H:Si:Mo. Выбор в качестве легирующих элементов кремния и молибдена основан на их специфическом влиянии на структуру и свойства АПП [1]. Использование кремния в качестве легирующего элемента получило распространение из-за его способности снижать внутренние напряжения, улучшать температурную стабильность, коррозионную и износостойкость. Введение кремния в структуру АПП способствует уменьшению влияния влажности среды на коэффициент трения, связанному с образованием в процессе трения гидроокислов кремния и с уменьшением уровня внутренних напряжений, вызывающих появление микротрещин и ведущих к образованию поврежденных участков на дорожках трения. Легирование различными переходными металлами, в частности, молибденом, сопровождается процессами взаимодействия металла с активной углеродсодержащей или углеводородной атмосферой и материалом растущего покрытия, имеющими самую различную природу. Они могут быть связаны с физико-химическими процессами карбидообразования, адсорбционно-десорбционными процессами на поверхности пленки,

механизмами объемной и поверхностной диффузии, эффектами ионной бомбардировки, распыления, ионного перемешивания и т.д. Образующаяся при этом структура, а, соответственно, и свойства легированных АПП контролируются и определяются совокупностью всех этих факторов, выделить среди которых превалирующие не всегда представляется возможным [1].

Известно, что структура и свойства покрытий во многом зависят от материала основы. В качестве подложек были взяты стали 95Х18, ШХ15 и ХН35ВТ. Стали 95Х18 и ШХ15 применяются для изготовления деталей с высокой твердостью, в частности, трибологического назначения и/или инструмента. Микроструктура закаленной стали 95Х18 состоит из мартенсита, аустенита и карбидов, что и обеспечивает ее высокую твердость. Твердость стали ШХ15 определяется процентным соотношением между мартенситной и аустенитной составляющими. В зависимости от термообработки она меняется от 179…183 НВ практически почти до твердости мартенсита [5]. Сталь ХН35ВТ (ЭИ612) – жаропрочный сплав на железо-никелевой основе, применяется в конструктивных элементах теплообменного оборудования, в том числе подверженных контактному взаимодействию. Это сталь аустенитного класса, гомогенная, не упрочняется в процессе термообработки, не склонна к дисперсионному твердению, вторичные фазы из-за их небольшого количества не вызывают эффекта старения. Таким образом, сплавы 95Х18 и ХН35ВТ имеют стабильную структуру, в то время, как структура стали ШХ15 может меняться в процессе термообработки и нанесения покрытий.

Эти сплавы, как с покрытиями, так и без них представляют интерес с точки зрения трибологических характеристик при трении в паре с нитридом кремния, являющегося перспективным материалом, в частности, для подшипников [6-7].

Исследуемые покрытия имели толщину 1 мкм и были нанесены на подложки химическим осаждением (CVD), стимулированным плазменным разрядом, в парах кремнийорганической жидкости. У покрытий, легированных кремнием, поверхность имела красноватый оттенок, цвет покрытий, легированных молибденом и кремнием, – серый. Влияние алмазоподобных покрытий на твердость образцов оценивалось на микротвердомере МНТХ (ф. CSM International, Швейцария). Отпечатки на образцах без покрытий и с покрытиями, легированными молибденом и кремнием имеют достаточно четко очерченные контуры (рис.1*а, б*). В то же время отпечатки на образцах с покрытиями, легированными только кремнием, свидетельствует о хрупком разрушении при вдавливании индентора на всех типах подложек (рис.1в), что ещё раз подтверждает неоднозначность возможного влияния легирующих элементов на структуру и свойства покрытий.

Результаты измерения микротвердости, приведенные в таблице, показывают, что твердость сталей 95Х18 и ХН35ВТ соответствует их структурному состоянию. Твердость стали ШХ15 близка к твердости ХН35ВТ и свидетельствует о значительном содержании остаточного аустенита.

Таблица

Микротвердость исследуемых образцов

	Материал	Твердость, МПа	Материал	Твердость, МПа	Материал	Твердость, МПа
Подложка	95Х18	5020	ШХ-15	4440	ХН35ВТ	4720
Образец с покрытием	*a*-C:H:Si	6280	*a*-C:H:Si	3380	*a*-C:H:Si	4240
Образец с покрытием	*a*-C:H:Si:Mo	7630	*a*-C:H:Si:Mo	6460	*a*-C:H:Si:Mo	4740

Можно видеть, что при легировании алмазоподобных покрытий только кремнием, микротвердость образцов с ними на стали 95Х18 увеличивается по сравнению с

подложкой, а у образцов покрытий на сталях ХН35ВТ и ШХ-15 – уменьшается. При стабильной структуре ХН35ВТ такое снижение, скорее всего, связано с ее неоднородностью, в то время как при нестабильной структуре ШХ15 нельзя исключать влияние технологических условий формирования покрытий. Увеличение микротвердости образцов из сталей 95Х18 и ШХ15 при нанесении покрытий, дополнительно легированых молибденом, может быть обусловлено процессами образования карбидов молибдена, возможно, наноструктурированных [8]. Что касается образцов из стали ХН35ВТ, то как видно, нанесение на неё легированных алмазоподобных покрытий на твердость соответствующих образцов практически не влияет.

На диаграммах упругопластической деформации образцов из стали 95Х18 имеются признаки значительного различия в микротвердости основы и покрытий. Разрушение покрытия, легированного кремнием, сопровождается появлением связанного с началом разрушения горизонтального участка на кривой вдавливания (кривая 2), ориентировочно на глубине ~1,6 мкм (рис.2, а), в то время, как дополнительное легирование молибденом предотвращает значительное разрушение (рис. 1). Диаграммы вдавливания образцов из стали ХН35ВТ без покрытия и с покрытиями практически идентичны (рис.2 б, кривые 1-3), как и значения их микротвердости (табл.1), что лишний раз подтверждает стабильность ее структуры и отсутствие влияния на нее АПП. Лишь на диаграмме вдавливания образца с покрытием *a*-C:H:Si на глубине ~ 1, 2 мкм заметно изменение наклона кривой нагружения по отношению к оси h, связанному с разрушением покрытия (рис.2б, кривая 2). Появление горизонтального участка, свидетельствующего о разрушении, фиксируется на образце из стали ШХ-15 с покрытием *a*-C:H:Si на глубине вдавливания ~ 1, 2 мкм (рис.2 в, кривая 2).

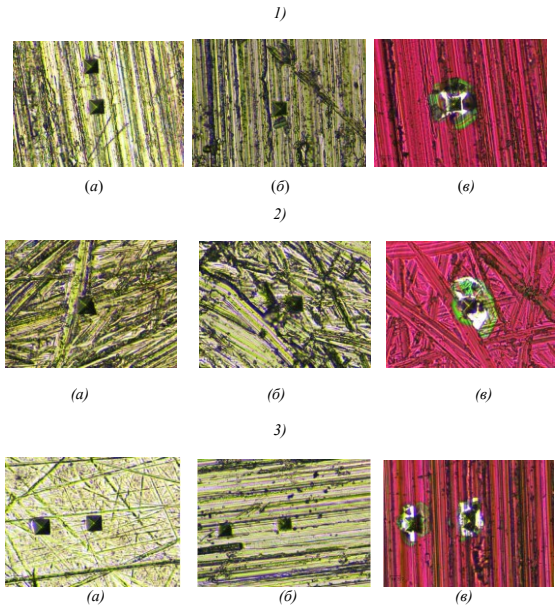


Рис.1. Фотографии отпечатков (х50), полученных при измерении микротвердости образцов на основе из стали: *1*) 95Х18, *2*) ХН35ВТ, *3*) ШХ-15; (*а*) – материал основы: (*б*) – основа + *a*-C:H:Si:Mo; (*в*) – основа + *a*-C:H:Si.

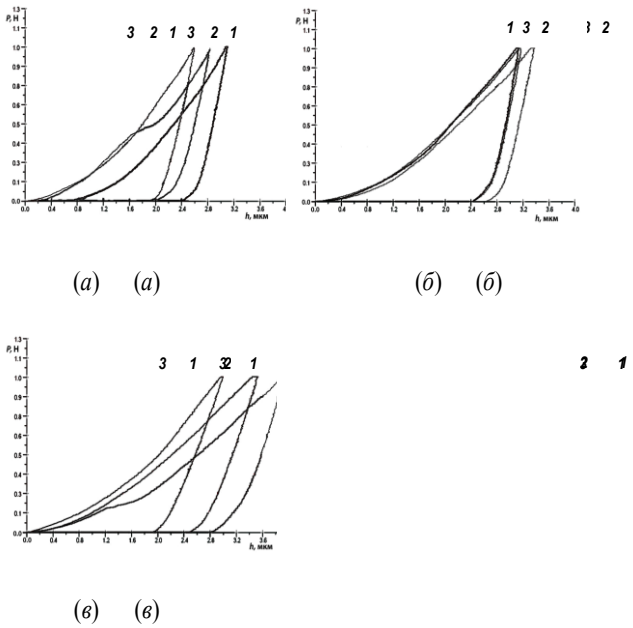


Рис.2. Диаграммы упругопластической деформации образцов из стали: (*а*) 95Х18, (*б*) ХН35ВТ, (*в*) ШХ-15; *1* – основа, *2* – покрытие *a*-C:H:Si, *3* – покрытие *a*-C:H:Si:Mo

Трибологические испытания образцов с покрытиями и без проводили в условиях сухого трения на одношариковом трибометре в течение 1 ч при частоте вращения образца

100 об/мин и непрерывной записи силы трения. Образцы представляли собой диски диаметром 30…50 мм, контртело – сфера из нитрида кремния диаметром 6 мм. Нормальные нагрузки изменялись в интервале 0,02…0,20 Н. Соответствующие им контактные давления (максимальные по Герцу), рассчитанные исходя только из механических характеристик материала основы и нитрида кремния, составляли 290…620 МПа.

На рис.3, в качестве примера, представлены зависимости силы трения от длительности испытаний и нагрузки на индентор для стали ШХ15 без покрытия и с исследуемыми покрытиями.

Видно, что при нормальных нагрузках 0,02 и 0,05 Н сила трения для пары «сталь ШХ15 – нитрид кремния» остается стабильной в течение всего времени испытаний (рис.3,*а*). С увеличением нагрузки фиксируются следы разрушения, которые проявляются как в виде увеличения силы трения, так и ее осцилляций. Чем больше нагрузка, тем раньше наступает момент разрушения. Легированное кремнием покрытие работает стабильно при нагрузках 0,02…0,15 Н. Нестабильность в виде увеличения осцилляций появляется только при нагрузке 0,20 Н (рис.3,*б*), а для покрытий, легированных кремнием и молибденом этот эффект появляется уже при нагрузке 0,10 Н (рис. 3,*в*). Трибограммы, полученные для остальных исследуемых образцов [8-9]), также носят характер, подобный представленным здесь.

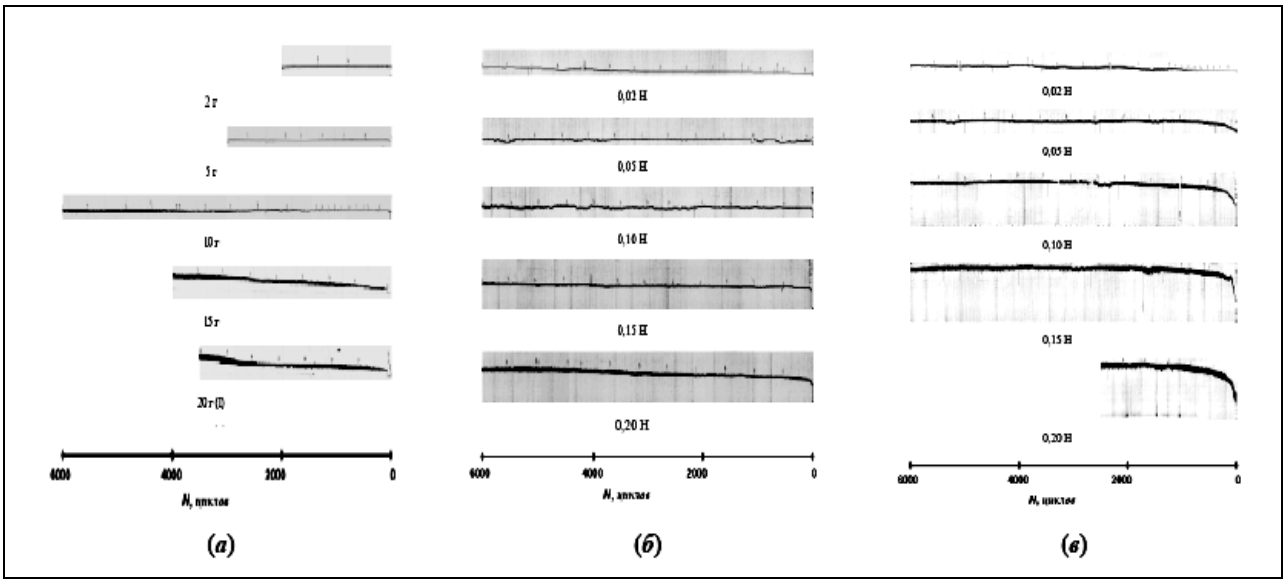


Рис.3. Трибограммы пары трения «ШХ15 - Si_3N_4»: (*а*) ШХ15 (основа);
(*б*) ШХ15 + *a*-C:H:Si; (*в*) ШХ15 + *a*-C:H:Si:Mo.

Зависимости коэффициента трения исследуемых материалов в паре с нитридом кремния от нагрузки приведены на рис. 4.

Максимальный коэффициент трения для всех рассмотренных нами типов подложек имеет покрытие, легированное только кремнием. При этом для стали 95Х18 и ШХ15 фиксируется максимум при нагрузке 0,15 Н (рис.4,*а, в*). Для стали ХН35ВТ коэффициент трения практически постоянен при P = 0,02…0,015 Н, после чего снижается (рис.4, *б*). На стали 95Х18 покрытие, легированное молибденом и кремнием, имеет коэффициент трения, практически равный коэффициенту трения материала основы, начиная с нагрузки, равной 0,05 Н. В этом интервале нагрузок на трибограммах фиксируются следы разрушения, так что, возможно, в зоне контакта с индентором взаимодействуют преимущественно подложка и только относительно небольшие участки покрытия. На сталях ХН35ВТ и ШХ15 покрытия, легированные молибденом и кремнием, начинают разрушаться уже при нагрузках, соответственно, 0,10 и 0,05 Н, причем в первом случае

значение коэффициента трения стремится к значению $f_{тр}$ основы, как и для стали 95Х18, а во втором – резко увеличивается. Причина такого характера зависимостей $f_{тр}(P)$ может быть связана с твердостью покрытий. Согласно данным, приведенным в таблице, твердость образцов с покрытием *a*-C:H:Si:Mo равна твердости основы – стали ХН35ВТ, в то время, как для стали ШХ15 она существенно твердость основы превышает, и при разрушении частицы покрытия могут играть роль абразива, что значительно увеличивает коэффициент трения.

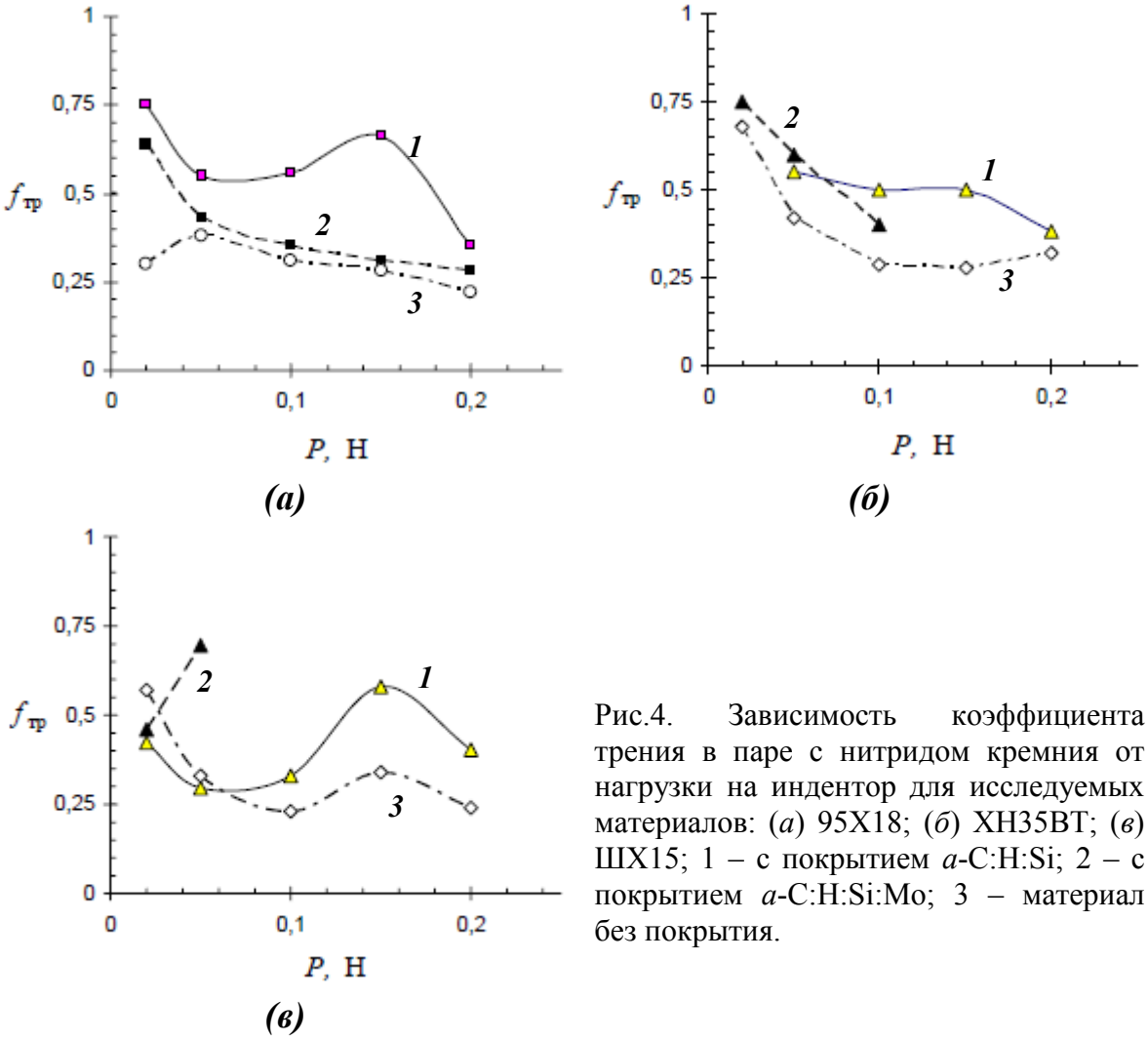


Рис.4. Зависимость коэффициента трения в паре с нитридом кремния от нагрузки на индентор для исследуемых материалов: (*а*) 95Х18; (*б*) ХН35ВТ; (*в*) ШХ15; 1 – с покрытием *a*-C:H:Si; 2 – с покрытием *a*-C:H:Si:Mo; 3 – материал без покрытия.

При оптимальном сочетании структуры и условий контактного взаимодействия покрытия на основе аморфного углерода (*a*-C и *a*-C:H) характеризуются высокой износостойкостью и низким коэффициентом трения при работе в средах различных типов. В целом же, их коэффициент трения составляет 0,007…0,4 при испытаниях в вакууме выше 0,1 МПа, и $f_{тр}$=0,05…1,0 при испытаниях на воздухе и относительной влажности от 20 до 60% [10]. Поведение алмазоподобных покрытий во многих случаях контролируется структурой переходного слоя, формирующегося в зоне контакта при трении [1,2,11]. Образование этого переходного слоя может быть связано с трибостимулированным превращением приповерхностного слоя алмазоподобного покрытия в материал с низким сопротивлением сдвигу [12] и вызываться сильными структурными искажениями и локальным разогревом в зоне трения. В сухом и влажном воздухе при трении легированных кремнием покрытий было обнаружено [13] образование графитоподобной переходной пленки (третьего тела), которая формируется на контртеле и контролирует процессы скольжения на границе ее раздела с поверхностью дорожки трения, имеющейся на образце с покрытием. Периодическое повышение и снижение коэффициента трения,

согласно [13], обусловлено потерей переходной пленки и последующим наращиванием заново формирующихся пленочных структур. Содержание кремния в конкретных покрытиях может существенно влиять на коэффициент трения и износостойкость [14]

Выводы. Легированные кремнием АПП, независимо от материала подложки, склонны к хрупкому разрушению, увеличивают твердость образцов из стали 95Х18 и снижают твердость остальных образцов. Совместное легирование АПП кремнием и молибденом способствует образованию прочных, не склонных к хрупкому разрушению покрытий на всех подложках, максимальному увеличению твердости образцов из сталей 95Х18 и ШХ-15 и незначительному - из ХН35ВТ. При трении в паре с индентором из нитрида кремния во всех случаях коэффициент трения покрытий выше, чем основы, что делает такое сочетание материалов неблагоприятным в исследуемых условиях.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 11-08-00802). Авторы выражают благодарность Г.Г. Кирпиленко за нанесение покрытий.

Библиографический список

1. Семенов А.П. Трибологические свойства и вакуумные ионно-плазменные методы получения алмазных и алмазоподобных покрытий //Трение и износ. 2009. Т. 30. №1. С.83-102.
2. Erdemir A., Donnet C. Tribology of diamond-like carbon films: Recent progress and future prospects // J. Phys. D. 2006.V.39. P.311-327.
3. Wei R., Wilbur P.J., Kustas F.M. A rolling contact fatigue study of hard carbon coated M-50 steel // J. Tribology. 1992. V.114. P.298-302.
4. Klaffke D., Scopp A. Are thin hard coatings (TiN, DLC, diamond) beneficial in tribologically stressed vibrational contacts? – Effects of operational parameters and related humidity // Surf. Coat. Technol. 1998. V.98. P.953-961.
5. Шмыков А.А. Справочник термиста. М.: Машгиз, 1961. 392 с.
6. Hampshire S. Silicon nitride ceramics: Review of structure, processing and properties // J. Achievements Materials Manuf. Engineering. 2007. V.24. P.43-50.
7. Popp M., Sternagel R. Hybrid ceramic and all-ceramic antifriction bearings // Space Mechanisms and Tribology. Proc. 8th Eur. Symposium, Toulouse, 1999. ESA-SP 1999. V.438. P.105-110.
8. Хрущов М.М., Марченко Е.А., Дубравина А.А., Семенов А.П. Структурные особенности алмазоподобных покрытий с различным механизмом легирования и их трибологические характеристики // Физика, химия и механика трибосистем. Межвуз. сб. науч. трудов. Иваново: ИвГУ. 2011. Вып.10. С.147-152.
9. Хрущов М.М., Марченко Е.А., Семенов А.П. Трибологические характеристики алмазоподобных покрытий, легированных кремнием и молибденом // Известия СамНЦ РАН. 2011. Т.13. № 4(3). С.1248-1251.
10. Grill A. Diamond-like carbon: State of the art // Diamond Rel. Mat. 1999. V.8. P.428-434.
11. Grill A. Tribology of diamondlike carbon and related materials: An updated review // Surf. Coat. Technol. 1997. V. 94-95. P.507-513.
12. Erdemir A., Bindal C., Pagan J., Wilbur P. Characterization of transfer layers on steel surfaces sliding against diamond-like hydrocarbon films in dry nitrogen // Surf. Coat. Technol. 1995.V.76-77. Pt 2. P.559-563.
13. Singer I.L., Dvorak S.D., Wahl K.J., Schart T.W. Role of third bodies in friction and wear of protective coatings // J. Vac. Sci. Technol. A. 2003. V.21. No 5. P. S232-S240.
14. Zhao F., Li H.X., Ji L. a.o. Superlow friction behavior of Si-doped hydrogenated amorphous carbon film in water environment // Surf. Coat. Technol. 2009.V. 203.P.981-985.

УДК 62.234:539.621:67.02

МЕТОДИКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РЕЗЬБОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ХОДОВЫХ ГАЕК СКОЛЬЖЕНИЯ

METHODOLOGY OF TECHNOLOGICAL SUPPORT OF SLIDING LEAD NUTS THREADED SURFACES WEAR RESISTANCE

Цуканов И.Ю., аспирант
(Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия)

Приведена структурная схема технологического обеспечения износостойкости резьбовых поверхностей ходовых гаек скольжения. Рассмотрены методы технологического обеспечения и повышения износостойкости резьб ходовых гаек, разработанные на базе функционально-ориентированного подхода.

Ключевые слова: *винтовая пара; ходовая гайка; износ; трение; резьба; технологическое обеспечение; метод обработки.*

The functional block diagram of technological support of sliding lead nuts threaded surfaces wear resistance is given. The methods of technological support and increase of lead nuts thread wear resistance, which are developed on the basis of function-oriented approach, are considered.

Keywords: *screw pair; lead nut; wear; friction; thread; technological support; treatment method.*

Винтовые передачи скольжения являются распространенными механизмами передачи движения и применяются в различных областях техники. В зависимости от функционального назначения можно выделить три группы винтовых передач: кинематические (высокоточные передачи, работающие при среднем давлении на рабочих поверхностях резьбы $p_c < 1$ МПа), кинематико-силовые или комбинированные (точные передачи, работающие при $1 < p_c < 5$ МПа) и силовые (неточные передачи, работающие при $p_c > 5$ МПа).

Во всех типах винтовых передач их долговечность в той или иной степени определяется износостойкостью витков резьбы ходовой гайки. Для ходовых гаек винтовых передач скольжения была разработана методика технологического обеспечения износостойкости с применением известных и новых технологических методов повышения износостойкости. Структурная схема такой методики приведена на рис. 1.

В качестве начальных исходных данных выступают условия работы винтовой передачи (блок 1), на основании которых определяется функциональный тип механизма (блок 2). По функциональному типу механизма определяется режим трения. С использованием условий работы винтовой пары (блок 1), а также банка данных по параметрам качества поверхности резьбы, достигаемыми типовыми методами нарезания, рассчитывается интенсивность изнашивания витков резьбы ходовой гайки по математическим зависимостям. Например, для условий сухого трения такие зависимости представлены в [1]. Следует учесть, что резьбы диаметром < 30 мм, целесообразно получать метчиком, а диаметром > 30 мм – резцом (радиальная и двухсторонняя боковая схемы резания).

В блоке 4 производится сравнение рассчитанного значения износостойкости с допускаемым, определяемым заданным сроком службы. В случае если рассчитанное значение больше или равно допускаемому, оставляется типовой метод нарезания резьбы (блок 5). В противном случае применяются различные методы повышения износостойкости (блок 6).

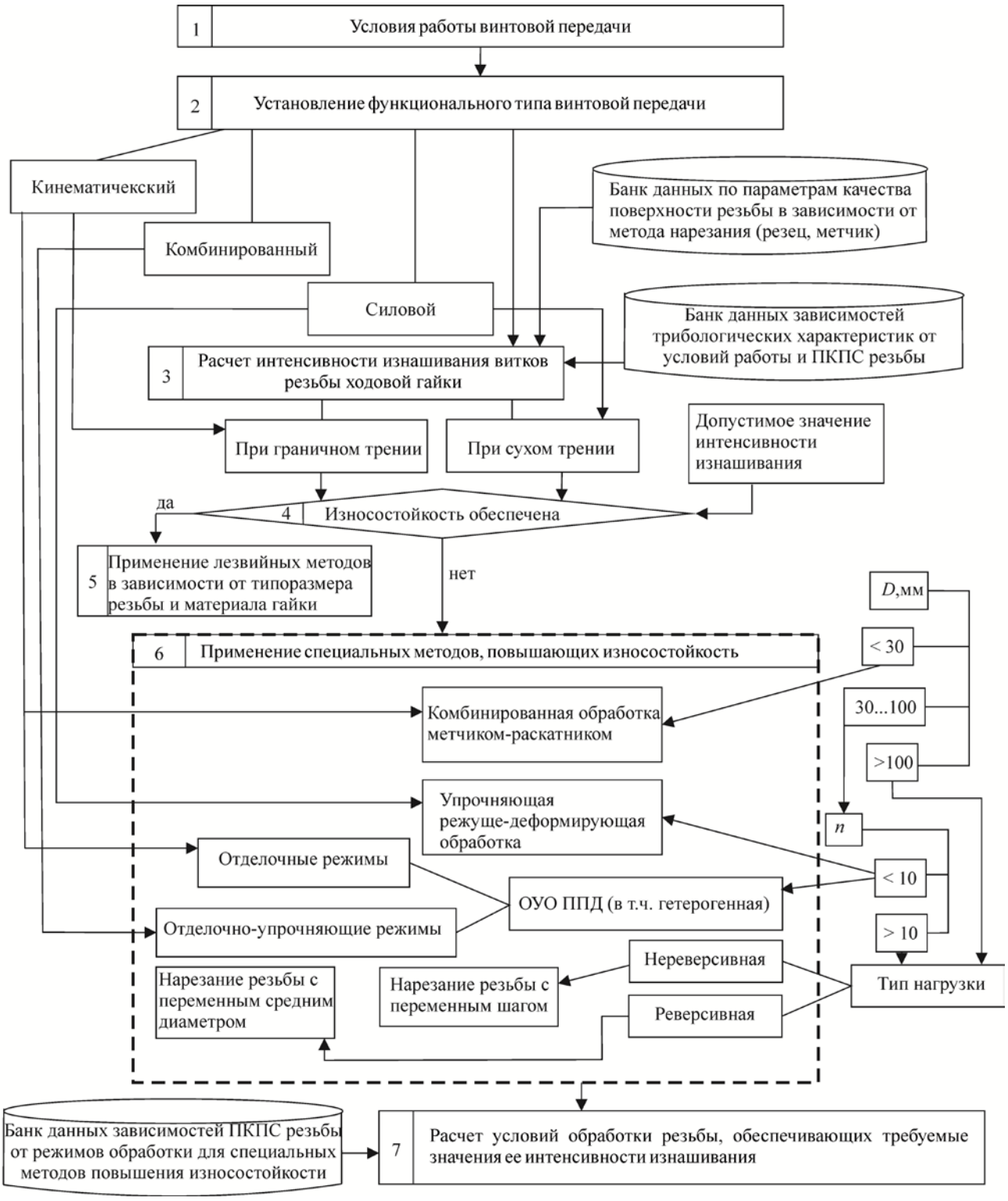


Рис. 1. Структурная схема методики технологического обеспечения износостойкости резьбовых поверхностей ходовых гаек скольжения

Методика выбора метода и при необходимости разработка нового метода основывается на функционально-ориентированном подходе [2], учитывающем функциональное назначение изделия. Кроме того, учитывается экономическая целесообразность применения того или иного метода, которая существенно зависит от диаметра резьбы. Для резьб диаметром менее 30 мм (кинематические механизмы), целесообразно повышение износостойкости за счет комбинированной обработки метчиком-

раскатником [3], причем для стальных гаек необходимо применение твердосплавного инструмента.

Наиболее типовые резьбы ходовых гаек имеют диаметры 30…100 мм. В этом диапазоне диаметров резьбы механизмы могут быть всех трех функциональных типов. Основой обеспечения и повышения износостойкости здесь выступает разработанный метод отделочно-упрочняющей обработки поверхностным пластическим деформированием [4]. Она производится однороликовым нецентральным упругим инструментом с возможностью обработки резьб различных типоразмеров. Для резьб кинематических механизмов, работающих в условиях смешанного и частично граничного трения и не несущих больших осевых нагрузок, применяется обработка на отделочных режимах, обеспечивающих уменьшение высотных параметров шероховатости, повышение металлоемкости профиля. Это повышает маслоемкость поверхностного слоя и снижает коэффициент трения, износ и склонность к задирам.

Для наиболее распространенного кинематико-силового (комбинированного) типа, где действуют значительные осевые нагрузки как реверсивного, так и нереверсивного типа применяют ОУО ППД на отделочно-упрочняющих режимах. Здесь резьбовые поверхности работают в условиях граничного трения, и существуют участки взаимного контакта металлических поверхностей, сопровождаемые интенсивными деформациями и усталостным изнашиванием. ОУО ППД на данных режимах обеспечивает упрочнение поверхностного слоя до 1,5 раз; снижение высотных параметров шероховатости до 2-х раз и увеличение металлоемкости профиля до 35 %. Это позволяет значительно повысить износостойкость витков резьбы ходовых гаек таких механизмов. За счет изменения силы деформирования обеспечивается необходимая интенсивность изнашивания, что позволяет использовать метод в рамках концепции обеспечения конкретного срока службы детали. Так как с помощью разработанного инструмента [4] можно обрабатывать каждую сторону витка резьбы по отдельности, то метод можно использовать для обработки резьбы гаек реверсивных механизмов.

Для дополнительного повышения износостойкости рассмотренный метод ОУО ППД может быть модифицирован. Например, при применении в качестве смазочного материала глицерина или Циатим-201 возникает явление избирательного переноса. Между контактирующими поверхностями в результате анодного растворения бронзы и ухода ее легирующих элементов в смазочный материал образуется пленка меди, толщиной 1…2 мкм, которая покрывает поверхности как бронзовой, так и стальной детали. Таким образом, уже на стадии изготовления ходовой гайки, на ее резьбовой поверхности образуется пленка, которая сокращает период приработки передачи [5]. Его также можно сократить, обеспечив равную интенсивность изнашивания витков, которые в процессе работы механизма нагружены неравномерно. Для этого разработана гетерогенная ОУО ППД, в которой за счет изменения на станке с ЧПУ силы деформирования при обработке обеспечивается закономерное изменение микротвердости поверхности, приводящее к выравниванию интенсивностей изнашивания витков в период приработки. Закон изменения силы рассчитывается в соответствии с двумя математическими моделями, связывающими интенсивность изнашивания витков с силой деформирования при ОУО ППД.

Для силовых механизмов, несущих большие осевые и часто нецентральные нагрузки необходимо одновременное повышение износостойкости в условиях частично сухого трения и усталостной прочности впадины резьбы. Для этого применяется режуще-деформирующая обработка пластическим деформированием по предварительно нарезаемым канавкам [6]. Назначение припуска на обработку зависит от требуемого коэффициента упрочнения и сил деформирования, которые могут с достаточной точностью определяться на основе трехмерного моделирования с применением МКЭ.

Однако для резьб силовых и комбинированных механизмов со стальными и чугунными гайками, а также резьб с числом витков более 10 или с диаметром более 100 мм применение методов пластического деформирования экономически нецелесообразно. Для

таких ходовых гаек разработан метод повышения износостойкости, основанный на модификации винтовой поверхности при нарезании резьбы резцом. Он заключается в получении резьбы с переменным шагом или с переменным средним диаметром. При применении такой модификации резьбовой поверхности, витки близкие к нагрузке получают большую податливость за счет большего зазора, что приводит к повышению нагрузки на последние витки, и, соответственно, снижению нагрузки на первые витки. Нагрузка по виткам выравнивается, что способствует сокращению периода приработки и повышению износостойкости [7]. Наиболее просто осуществляется получение резьбы с переменным шагом, так как для него не требуется малых перемещений суппортов станка с ЧПУ (перемещения составляют десятки микрометров). Но таким методом целесообразно повышать износостойкость только передач с нереверсивной нагрузкой. Для реверсивных передач разработаны зависимости для определения перемещений резца в радиальном направлении, обеспечивающих оптимальную износостойкость всех витков с учетом соотношений нагрузок прямого и обратного хода.

После определения необходимого метода повышения износостойкости производится расчет необходимых условий обработки с помощью банка данных зависимостей параметров качества поверхности резьбы от условий обработки. При необходимости условия корректируются, и выполняется сравнение в блоке 4.

Отметим, что полная формализация представленного подхода в связи со сложностью математических моделей затруднительна, однако с помощью разработанной методики и прилагающихся к ней математических моделей, представленных в параметрической форме в различных системах (MathCAD, DEFORM 3D, SolidWorks, Femap и т. д.) позволяет эффективно решать задачу технологического обеспечения износостойкости резьбовых поверхностей ходовых гаек скольжения.

Список литературы

1. Суслов А.Г., Цуканов И.Ю. Конструкторско-технологическое обеспечение износостойкости винтовой пары трения скольжения. // Трение и смазка в машинах и механизмах, 2010, № 6, С. 16-23.
2. Наукоёмкие технологии в машиностроении / А.Г. Суслов, Б.М. Базров, В.Ф. Безъязычный и др.; под ред. А.Г. Суслова. М.: Машиностроение, 2012. 528 с.
3. Рыжов Э.В. и др. Раскатывание резьб. М.: Машиностроение, 1974. 122 с.
4. Цуканов И.Ю. Отделочно-упрочняющая обработка ППД резьбовых поверхностей ходовых гаек//Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2012. № 2-4. С 71-76.
5. Цуканов И.Ю. Технологические процессы изготовления типовых ходовых гаек, обеспечивающие их долговечность. // Известия МГИУ. Естественные и технические науки. 2012. № 1(24). С 22-26.
6. Киричек А.В., Афонин А.Н. Резьбонакатывание. Библиотека технолога. М.: Машиностроение, 2009. 312с.
7. Цуканов И.Ю. Функционально-ориентированный подход к обеспечению долговечности подвижной резьбы // Наукоёмкие технологии в машиностроении. 2011. № 4(04). С 10-19.

КОНЦЕПЦИЯ И ПРОЕКТ РАДИОУПРАВЛЯЕМОГО БЕСПИЛОТНОГО АППАРАТА С НЕПОСРЕДСТВЕННЫМ УПРАВЛЕНИЕМ ПОДЪЕМНОЙ СИЛОЙ

THE CONCEPT AND PROJECT OF THE RADIO-CONTROLLED UNMANNED AERIAL VEHICLE WITH THE DIRECT CONTROL OF THE LIFT FORCE

Чаликов А.О.[(а)], студент, Безымянный В.А.[(а)], студент,
Чумак П.И.[(б)], доцент, зав. кафедрой
([(а)]МГУПИ, г. Москва, [(б)]Филиал МГУПИ, г. Ставрополь, Россия)

В работе рассматривается задача разработки и создания беспилотного летательного аппарата с системой непосредственного управления подъемной силой крыла для проверки на нем работоспособности и эффективности концепции предлагаемой системы управления.

Ключевые слова: *беспилотный летательный аппарат (БПЛА), крыло, система управления, непосредственное управление подъемной силой, аэромеханический воздушный винт.*

Проблема разработки принципиально новой системы управления самолетом возникла в связи с необходимостью создания высокоманевренного беспилотного летательного аппарата сельскохозяйственного назначения. Однако проведенные ранее исследования показали, что она касается и многих других классов самолетов: военных истребителей, легких и сверхлегких самолетов сельскохозяйственного назначения, и даже тяжелых транспортных самолетов.

В настоящее время, как в России, так и за рубежом широко используется адаптивное крыло. То есть сильно механизированное крыло. Тем не менее, для качественного скачка по маневренным характеристикам необходимо использовать поворотное по углу атаки крыло с размещенными на нем двигателями и аэромеханическими воздушными винтами.

Предлагаемая нами система управления позволит снижать до минимальной скорость полета, высоту опрыскивания, уменьшит потери ядохимикатов на испарение, и унос ветром. А при достаточной мощности двигателей и большом диаметре аэромеханических воздушных винтов, зависать в неподвижном состоянии. Что эффективно можно использовать при аэрофотосъемке, заборе проб воздуха.

Использование данной системы на тяжелых транспортных самолетах обеспечит взлет с меньшей удельной нагрузкой на ВПП.

В данном проекте планируется изготовить и провести испытания данной системы на беспилотном самолете сельскохозяйственного назначения с поворотным по углу атаки крылом, и предполагаемой массой полезной нагрузки равной 36 кг.

Современное состояние исследований в данной области науки, сравнение ожидаемых результатов с мировым уровнем.

Мировыми лидерами в разработке, производстве и использовании БПЛА являются Израиль и США. Это страны с мощным научным и техническим потенциалом. Россия, к сожалению, хоть и разрабатывает БПЛА, но существенно отстает от этих стран. При положительном решении поставленной в проекте проблемы, и взятии ее на вооружение в прямом и переносном смысле, был бы сделан важный прорыв в авиастроении.

Это объясняется тем, что определяющим фактором качества многих классов самолетов являются его маневренные свойства. В первую очередь это касается таких высокоманевренных самолетов как военные истребители и беспилотные летательные аппараты. Однако маневренные характеристики во многом определяют как

эффективность, так и безопасность полетов и других типов самолетов, в том числе пилотируемых и беспилотных самолетов сельскохозяйственной авиации.

В настоящее время, как в России, так и за рубежом широко применяется адаптивное крыло. То есть сильно механизированное крыло, включающее закрылки, предкрылки, интерцепторы, элероны, элевоны. Тем не менее, для выхода на международный уровень по маневренным характеристикам необходим качественный скачёк в развитии систем самолёта, и прежде всего системы управления.

Предлагаемая нами система управления позволит существенно расширить маневренные характеристики летательных аппаратов за счёт поворота крыла вокруг поперечной оси самолёта. При достижении положительных результатов, мы выйдем на принципиальный новый уровень существующих систем управления БПЛА.

Облик летательного аппарата определяется его концепцией (рисунок 1). Для упрощения технологии изготовления, в отличие от модели, центропланная часть крыла опытного образца будет иметь постоянную хорду. С целью увеличения взлетной массы БПЛА, при заданной мощности двигателей, будет увеличено удлинение крыла [2].

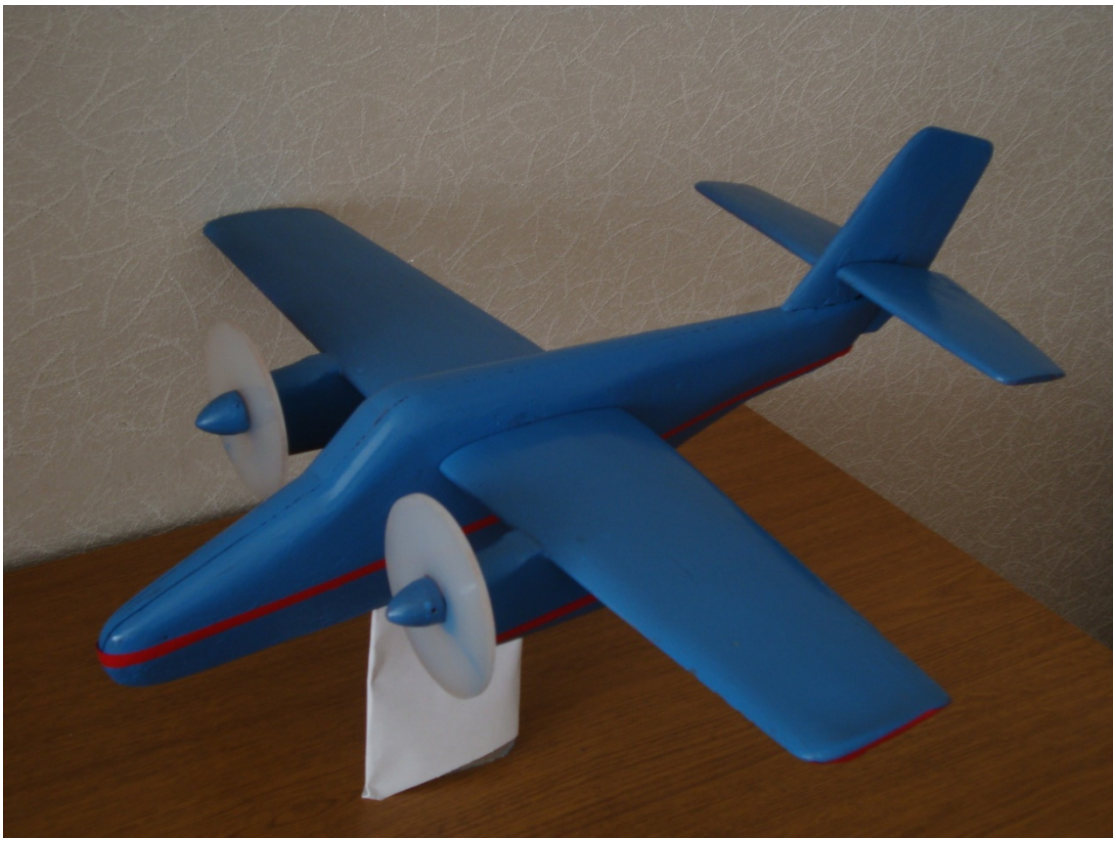


Рис. 1. Модель предлагаемого БПЛА

Фюзеляж. Так как фюзеляж в полете должен поворачиваться относительно скорости набегающего потока на достаточно большие углы (до -45^{o}), то он должен иметь удобообтекаемую форму в пределах от +10 до -45^{o} относительно вектора скорости. При этом центр парусности фюзеляжа существенно смещаться не должен, и примерно совпадать с осью лонжерона крыла. Фюзеляж имеет удобообтекаемую форму. Верхняя часть имеет форму: полуцилиндра – в средней части фюзеляжа; усеченного конуса – в носовой и хвостовой частях. Кроме того, средняя часть фюзеляжа (в районе крепления поворотных узлов крыла) имеет плоские, параллельные друг другу пластины, разнесенные на ширину фюзеляжа. Нижняя его часть представляет собой плоские панели, сходящиеся снизу. Все переходы от одной к другой панели будут выполнены по дуге, без резких

изгибов. Носовая часть фюзеляжа (кок) будет иметь обтекатель, с поверхностью двойной кривизны.

Крыло. Крыло имеет трубчатый лонжерон (рисунок 2), проходящий на 30% его хорды и совпадающий с аэродинамическим фокусом профиля крыла. Именно такое расположение оси крыла обеспечит получение наименьшего момента при управлении крылом. Расчет силовых элементов конструкции ведётся на максимальную взлетную массу равную 75 кг, при максимально допустимой перегрузке равной 4 и коэффициенте запаса прочности равном 1,5.

При расчете лонжерона крыла из всей массы ЛА вычиталась масса самого крыла, равного 15 кг, масса силовой установки, равная 7.5кг, масса электромеханизма поворота концевой части крыла, равная 0,5 кг и масса полезной нагрузки, равная 24кг, разгружающие крыло. Таким образом, несущая масса составит 28 кг. Одна консоль должна нести 14 кг. С учетом потерь на балансировку – 16 кг. При перегрузке равной 4 и коэффициенте запаса прочности равном 1,5 будем иметь силу 960Н. Эта сила на плече равном 1,25М создаст момент, равный M=1200 Нм.

Для обеспечения заданной прочности должно выдерживаться условие:

$$W \geq \frac{M}{\sigma_B} = \frac{120000}{40000} = 3см^3$$

где σ_B - временное сопротивление материала (в рассматриваемом случае Д16Т).

Этому условию с достаточно большим запасом прочности удовлетворяет труба диаметром D=70 мм и толщиной стенки равной 2мм (имеющая W= 7 см^3). В связи с избыточным запасом прочности толщина стенки с удалением от фюзеляжа ступенчато будет уменьшаться достигнув значения равного 1.

Кручение крыла будет восприниматься, в основном, замкнутым контуром трубчатого лонжерона. Так как его жесткость на кручение существенно больше жесткости обшивки толщиной 0,5 мм.

Трубчатый лонжерон консольной части крыла будет испытывать изгибающую нагрузку менее 240Нм и небольшой крутящий момент, которым можно пренебречь.

Для обеспечения заданной прочности должно выдерживаться условие:

$$W \geq \frac{M}{\sigma_B} = \frac{20000}{32000} = 0,6см^3$$

где σ_B - временное сопротивление материала (в рассматриваемом случае Д1Т).

Этому условию удовлетворяет труба диаметром D=50 мм и толщиной стенки равной 1мм (W= 1,8см^3).

При удельной нагрузке на крыло менее 200Н/см^2 для обшивки крыла целесообразно выбрать листы толщиной 0,5мм из материала Д16АТ. Из этого же материала можно изготавливать стенки типовых нервюр. При такой толщине обшивка могла бы терять устойчивость, при кручении. Но это происходить не будет, из-за наличия замкнутого контура трубчатого лонжерона, хорошо работающего на кручение.

Горизонтальное оперение. Расчет силовых элементов горизонтального оперения велся из условия максимально возможного коэффициента подъемной силы, при максимальной скорости полета [3]. Максимальная скорость определялась наложением двух графиков: графика потребной тяги (из условия аэродинамики) и графика располагаемой тяги силовой установки (включающей два двигателя внутреннего сгорания мощностью по 6 кВт и винтов фиксированного шага). Наложение характеристик дало максимальную скорость равную 240 км/час.

Имея максимальную скорость и геометрические характеристики БПЛА, можно определить нагрузку на оперение:

$$Y = c_Y \frac{\rho V^2}{2} S_{ГО} = 1{,}4 \frac{1{,}24 * 67^2}{2} 0{,}82 = 3195H$$

На одну консоль стабилизатора будет действовать сила равная 1598Н. На плече 0,6м она создаст момент равный 958Нм. Потребный момент сопротивления трубчатого лонжерона стабилизатора составит:

$$W = \frac{M_И}{\sigma} = \frac{95800}{40000} = 2.4см^3$$

При внешнем диаметре трубчатого лонжерона равного 50мм, толщина стенки (для обеспечения заданного момента сопротивления) по оси самолета, должна быть не менее 1,5мм. К концам горизонтального оперения она может уменьшаться.

Механизация крыла, обеспечивающая улучшение взлетно-посадочных характеристик самолета, на опытном образце использоваться не будет. Не представляется возможным использовать и элероны. Так как, отклонение элеронов создавало бы большие моменты, которые необходимо было бы преодолевать электромеханизму поворота крыла по углу атаки.

Поперечное управление БПЛА будет осуществляться цельноповоротными концевыми частями крыла, отклоняемыми (как и обычные элероны) дифференциально. Управление будет осуществляться от двух разнесенных электромеханизмов. Концевые поворотные части крыла механически между собой связаны не будут.



Рис. 2. Трубчатый лонжерон крыла с деталями силового каркаса

Система управления тангажом и высотой полета. На всех существующих самолетах изменение высоты полета осуществляется за счет изменения тангажа, с одновременным изменением тяги силовой установки, или использования средств взлетно-посадочной механизации (закрылков, щитков, предкрылков).

То есть, за счет отклонения руля высоты (как регулирующего фактора) можно выдерживать постоянным, или изменять по заданному закону один из двух регулируемых параметров, либо угол тангажа, либо высоту полета.

Введение в систему поворотного по углу атаки существенно расширит маневренные характеристики самолета. На рисунке 3 представлена функциональная схема авионики БПЛА [4].

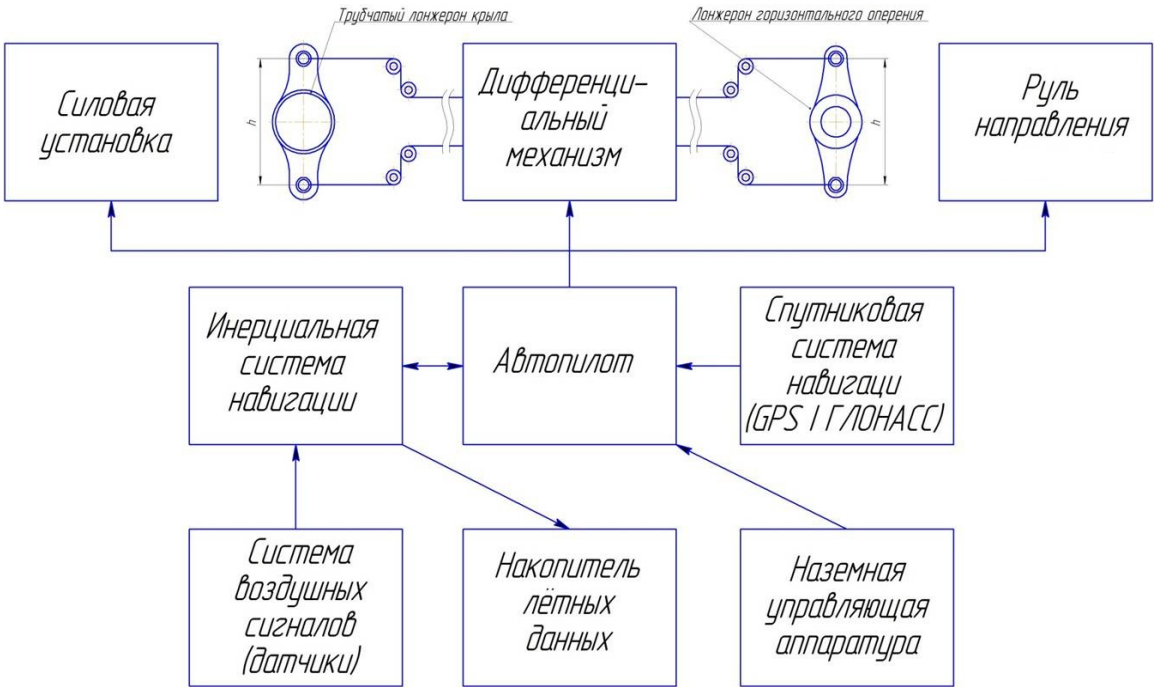


Рис. 3. Функциональная схеме авионики

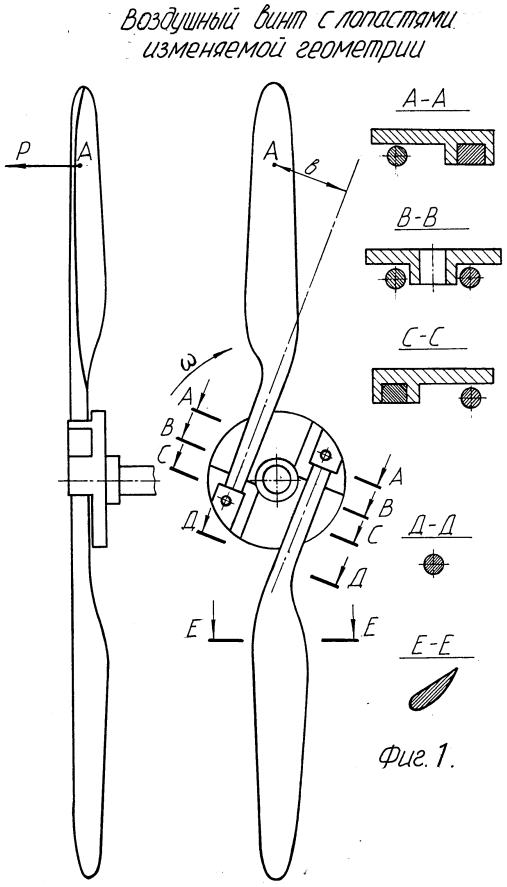


Рис.4. Аэромеханический воздушный винт

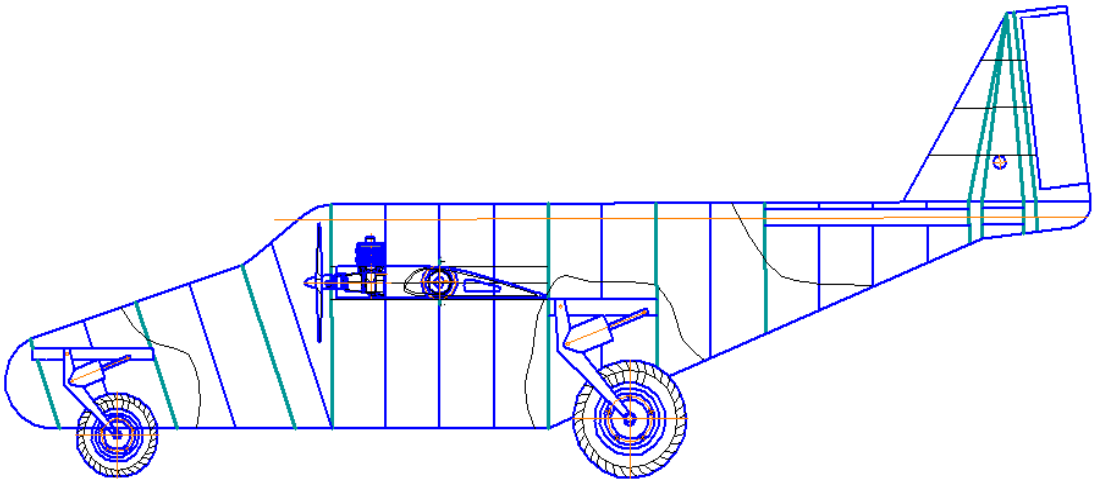


Рис. 5. Размещение основных стоек шасси, силовой установки и оперения

Силовая установка. Силовая установка будет включать в свой состав два двухтактных двигателя внутреннего сгорания, мощностью по 6 кВт., с двухлопастными винтами фиксированного шага. В процессе выполнения НИОКР планируется провести испытания аэромеханического воздушного винта (рисунок 4). Использование этого винта должно уменьшить как километровый, так и часовой расход топлива, на 15 – 20%.

Двигатели будут установлены на крыле по высоте так, чтобы линия - вектор тяги винта совпадала с осью лонжерона крыла. Только в этом случае изменение тяги не будет создавать момента на крыле.

Шасси. Так как фюзеляж имеет большую строительную высоту, определяемую условиями обтекания на больших отрицательных углах тангажа, то целесообразно использовать велосипедную схему шасси. Основным недостатком этой схемы является необходимость «вздыбливания» передней стойки шасси для вывода крыла на взлетные углы атаки. Для рассматриваемой в проекте конструкции этого недостатка не существует, так как крыло перед взлетом или посадкой можно плавно повернуть на любой, желаемый угол атаки, без поворота фюзеляжа относительно поперечной оси самолета.

Подкрыльные стойки будут смонтированы в нижних частях гондол двигателей.

Список литературы

1. Российская цивилизация: прошлое, настоящее будущее. Сборник научных трудов 4 региональной научно-практической конференции. Ставрополь: «Мысль», 2011.
2. Чумак П.И., Кривокрысенко В.Ф. Расчет, проектирование и постройка сверхлегких самолетов.-М.: Патриот, 1991.
3. Одиноков Ю.Г. Расчет самолета на прочность. М.: Машиностроение, 2003.
4. Распопов В.Я. Микросистемная авионика: учебное пособие. Тула: «Гриф и К», 2010.

УДК 621.88.084

ПОЛИКОНТАКТНЫЕ НЕРАВНОЖЕСТКИЕ СОЕДИНЕНИЯ С НАТЯГОМ И АНАЛИЗ ИХ НАГРУЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ

MULTIPLE-CONNECTION WITH INTERFERENCE AND ANALYSIS OF LOAD-CARRYING CAPACITY

Чухланцев Е.С., аспирант, Щенятский А.В. д.т.н.
(ФГБОУ Ижевский Государственный Технический Университет имени М.Т. Калашникова, г. Ижевск, Россия)

Рассмотрены различные виды соединений с натягом. Выявлены новые виды подобных соединений. Проведена их классификация. Определены перспективы направления по анализу их нагрузочной способности.

Ключевые слова: *соединения с натягом, нагрузочная способность, поликонтактные неравножесткие соединения с натягом.*

The different types of joints with interference. Revealed new types of such compounds. Held their classification. The prospects for the analysis of the direction of their load capacity.

Keywords: *connections with tension, load capacity, polikontaktnye neravnozhestkie connection with interference.*

Разработке новых конструкций соединений с натягом и методов их расчета уделено значительное внимание [4,6,8]. На первом этапе нагрузочная способность увеличивалась путем изменения натяга, площади посадки в большую сторону или уменьшения высоты микронеровностей [4]. В дальнейшем в зону сопряжения стали вводить различные материалы (прослойки), повышающие коэффициент трения в сопряжении [7]. Соединения рассматривались как поликонтактные, однако для проведения расчетов на прочность применялись следующие допущения:

- соединения рассматривались только как осесимметричные;
- материал для изготовления деталей соединения считается однородным;
- физико-механические характеристики промежуточных прослоек не учитываются;
- контакт происходит в условиях сухого трения с коэффициентом трения k;
- пренебрегается зависимость величины коэффициента трения от величины относительной скорости смещения контактирующих поверхностей;
- линеаризация граничных условий;
- снесение граничных условий на недеформированные граничные поверхности;
- обе сопряженные криволинейные поверхности считаются идеально ровными.

Если высота прослойки становилась значительной, то предложенный метод не давал достаточно точных результатов. Далее в работе [6] было предложена новая методика расчета прессовых полисоединений с целью оптимизации напряженно-деформированного состояния и соответствующей ему нагрузочной способности, позволяющей повышать прочность, эффективность и надежность машин с конструкциями полисоединений.

Многообразие подходов к проектированию, теории расчета, оценки технического состояния и совершенствованию существующих конструкций поликонтактных соединений с натягом (ПКС) требует их классификации и дальнейшего разделения на несколько групп, принципиально отличающихся друг от друга. Проведенный анализ

показал, что поликонтактные соединения с натягом можно разделить на две большие группы (рис. 1).



Рис. 1. Классификация поликонтактных соединений с натягом

В случае, если поликонтактное соединение с натягом состоит из нескольких деталей, имеющих смещенные на величину эксцентриситета внешнюю и внутреннюю поверхности, то предложенные ранее способы определения нагрузочной способности [5] требуют дальнейшего развития.

Анализ созданных ранее методик расчета нагрузочной способности соединений с натягом показал нецелесообразность их применения при расчете НДС и нагрузочной способности поликонтактных неравножестких соединений с натягом (ПКНС). Следовательно, возникает необходимость в создании новой методики расчета НДС и нагрузочной способности ПКНС.

Дальнейшие исследования ПКНС выявили ряд конструктивных особенностей исполнения данного вида соединений. ПКНС могут использоваться в нефтегазовом машиностроении в качестве основы для создания устройств перекоса, обеспечивающих требуемые, взаимосвязанные смещения колонны направленного бурения в радиальном и угловом направлениях [1].

Проведенные исследования конструктивных особенностей ПКНС выявили возможность создания нескольких принципиально отличающихся друг от друга типов конструктивного исполнения соединения (рис. 2).

В зависимости от требуемой степени точности позиционирования в пространстве ПКНС могут состоять из двух, трех и более контуров (рис. 3) [2].

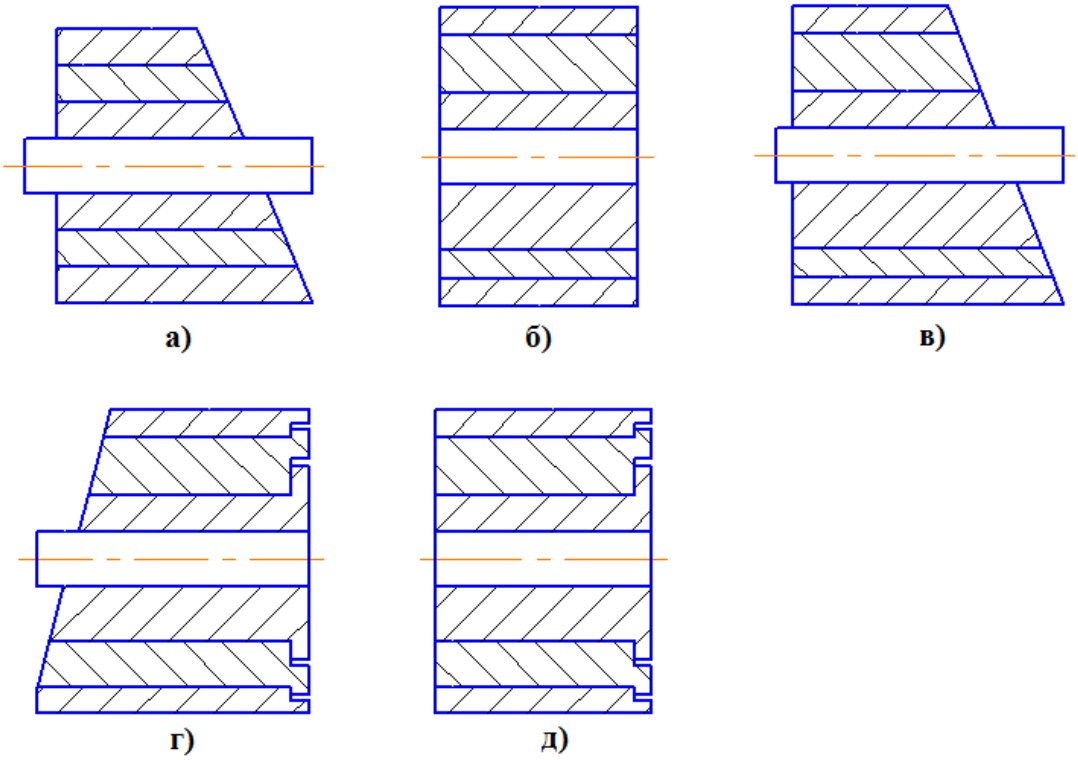


Рис. 2. Различные типы конструктивного исполнения поликонтактного неравножесткого соединения

а – неравножесткое по длине;
б – неравножесткое по радиусу;
в – комбинированное;
г –комбинированное с осевыми упорами;
д - неравножесткое по радиусу с осевыми упорами.

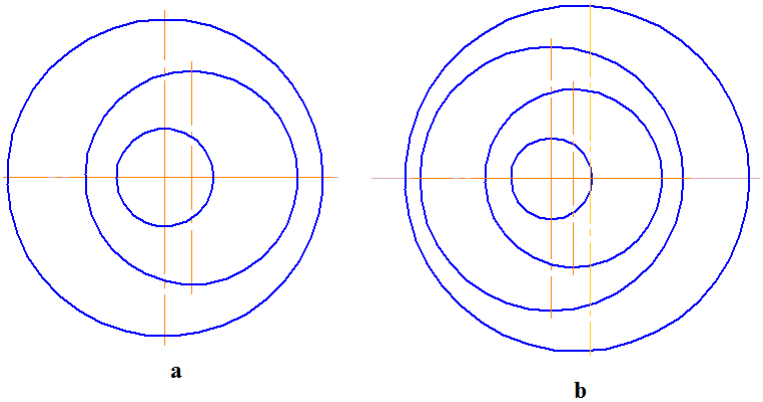


Рис. 3. ПКНС : a – двухконтурные; b – трехконтурные

Так же следует отметить, что на работоспособность и величину нагрузочной способности особое влияние оказывает способ сборки – разборки и позиционирования соединения в пространстве по радиальным координатам.

Проведенный анализ показал наличие нескольких способов, применяемых для разъединения соединений с натягом. На наш взгляд наиболее актуальными для применения в ПКНС являются:

- гидравлический способ;

- термический способ.

Однако, дальнейшие исследования показали, что каждый из представленных способов разъединения деталей ПКНС имеет как ряд преимуществ, так и ряд недостатков.

При использовании гидравлического способа разъединения деталей ПКНС возникает необходимость введения масла под высоким давлением в рабочую зону контакта соединения, что приведет к гарантированному разъединению деталей.

Недостатком данного способа является неравномерное распределение масляной прослойки в рабочей зоне контакта соединения, обусловленное неравножесткостью сопрягаемых деталей. А так же необходимость точного расчета давления масла, подаваемого в зону контакта, позволяющего работать соединению в условиях упруго – пластических деформаций.

При использовании термического способа разъединения деталей ПКНС возникает необходимость в изготовлении деталей соединения из материалов, отличающихся друг от друга физико – механическими свойствами. При выборе материала для изготовления деталей соединения, особое внимание обращается на как коэффициент теплового расширения.

К недостаткам данного способа разъединения деталей ПКНС можно отнести неоднородность материала для изготовления всех частей соединения. Так как для достижения наилучшего эффекта – многократная разбираемость соединения, коэффициент теплового расширения охватываемой детали должен быть меньше коэффициента расширения охватывающей детали.

Проведенные исследования термических и гидравлических ПКНС с натягом доказали высокую эффективность использования подобных соединений в условиях работы, приближенных к критическим (высокие нагрузки, перепады температур и т.д.).

Однако, дальнейший анализ работы ПКНС показал, что при длительной интенсивной эксплуатации соединения в критических условиях работы может происходить пластическая деформация одной из рабочих контактных поверхностей, что, в свою очередь, сильно снижает нагрузочную способность соединения.

Проведенный анализ изложенной выше проблемы позволил сделать выводы о необходимости разработки новых подходов к восстановлению нагрузочной способности термических и гидравлических поликонтактных неравножестких соединений с натягом.

Перед началом восстановительных работ возникает необходимость в проведении качественного причинно – следственного анализа и выявления поврежденной рабочих поверхностей и самих составных частей ПКНС. Для этого на первом этапе восстановительных работ осуществляется разборка соединения термическим способом. На втором этапе производится оценка нагрузочной способности соединения методом конечных элементов (МКЭ) с учетом требуемых геометрических изменений посадочных поверхностей. В случае, если нагрузочная способность, определенная МКЭ ранее, удовлетворяет заявленным требования, происходит замена детали, испорченной пластической деформацией, на новую. Четвертый этап заключается в восстановлении остальных рабочих поверхностей соединения шлифованием. Последний этап заключается в термической или гидравлической сборке соединения с натягом.

Дальнейшие исследования восстановленного ПКНС с натягом позволяют сделать выводы о изменении величины нагрузочной способности соединения по сравнению с предыдущим (ПКНС до восстановления).

Определение нагрузочной способности ПКНС после восстановления производится в соответствии с заданным расчетным алгоритмом [3].

В рассматриваемом нами случае, в контакте сразу находятся несколько неравножестких тел (рис. 3), следовательно, для определения нагрузочной способности ПКНС в осевом направлении необходимо решить следующую систему уравнений:

$$\begin{cases} \int_{l=0}^{l} \int_{\theta=0^\circ}^{\theta=360^\circ} P_{k1ij} f_{тр1ij} r_{1i} d\theta_i dz_j; \\ \int_{l=0}^{l} \int_{\theta=0^\circ}^{\theta=360^\circ} P_{k2ij} f_{тр2ij} r_{2i} d\theta_i dz_j; \\ \int_{l=0}^{l} \int_{\theta=0^\circ}^{\theta=360^\circ} P_{k3ij} f_{тр3ij} r_{3i} d\theta_i dz_j. \end{cases} \quad (1)$$

где P_k – контактное давление в i-й момент времени работы соединения;
$f_{тр}$ – коэффициент трения;
r_i – радиус деталей ПКНС в i-й момент времени работы соединения;
l – длина сопрягаемых деталей;
θ – угол относительного поворота сопрягаемых деталей.

Из рисунка 4 видно, что значение радиуса деталей ПКНС r_i является переменной величиной и зависит от угла относительного поворота сопрягаемых деталей θ исследуемого соединения.

$$r_i = f(\theta) \quad (2)$$

Величина контактного давления ПКНС является величиной переменной и зависит от множества факторов: относительного угла поворота сопрягаемых деталей, величины натяга и длины сопрягаемых деталей.

$$P_к = f(r_i, \theta_i, N_i, l_i), \quad (3)$$

где ri – радиус деталей ПКНС в i-й момент времени работы соединения;
θ – угол относительного поворота сопрягаемых деталей;
N_i – величина натяга;
l_i - длина сопрягаемых деталей.

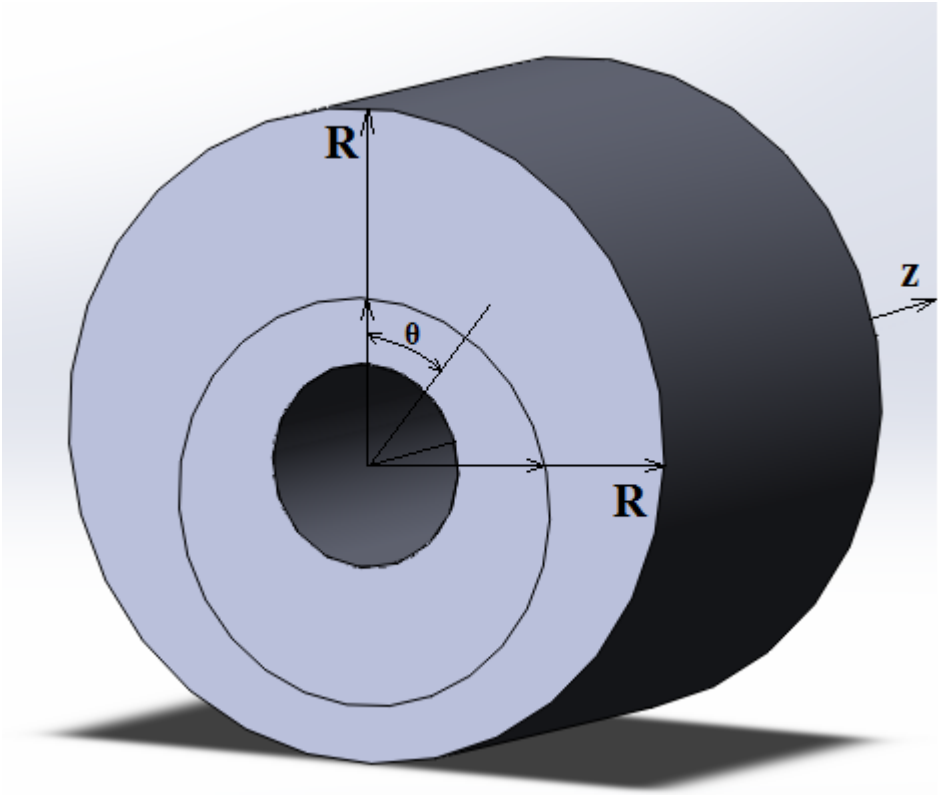


Рис. 4. Поликонтактное неравножесткое соединение

При решении системы уравнений (1), для каждой исследуемой зоны контакта ПКНС будут получены различные величины нагрузочной способности. Следовательно,

определяющей нагрузочную способность всего соединения в целом будет являться наименьшее из полученных значений.

При разработке расчетного алгоритма нагрузочной способности ПКНС [3] было учтено все многообразие граничных условий и явлений при сборке и разборке, а также дальнейшей эксплуатации ПКНС.

Дальнейший проведенный анализ ПКНС позволяет предположить, что основными факторами, влияющими на величину нагрузочной способности соединения, являются:

- геометрия сопрягаемых деталей;
- относительный угол поворота сопрягаемых деталей;
- длина сопрягаемых деталей;
- физико – механические свойства материалов;
- величина натяга;
- НДС сопрягаемых деталей;
- конструктивные особенности соединения;
- способы формирования и обеспечения относительного смещения деталей соединения.

Переменные по радиусу жесткостные характеристики сопрягаемых деталей не позволяют достичь требуемой точности расчетов НДС и нагрузочной способности классическими методами [6]. Применение современных концепций математического моделирования [8] обеспечит возможность рассмотрения подобных соединений, как контактных задач с переменными граничными условиями, обусловленными физикой взаимодействия сопрягаемых поверхностей и жидкостных прослоек высокого давления.

Следовательно, при разработке математической модели ПКНС были учтены граничные условия, обусловленные технологией сборки – разборки, параметрами рабочей жидкости, конструкцией и размерами соединения.

Список литературы

1. Патент № 111878 Управляемый механизм перекоса / Чухланцев Е.С., Щенятский А.В. (РФ). 2011.
2. Чухланцев Е.С., Щенятский А.В. Анализ конструкций эксцентриковых механизмов и существующих методов расчета их нагрузочной способности // Интеллектуальные системы в производстве. Научно–практический журнал. Ижевск: Изд-во ИжГТУ, 2011. № 2(18). С. 188-193.
3. Chukhlantsev E.S., Shchenyatsky A.V. Calculation of load capacity of poly contact of rigid joints unevenly // STROJARSTVO STROJIRENSTVI, marec – březen 2012, číslo 3, Zaregistrované MK SR, EV 3440/09, tematická skupina: A/7.
4. Абрамов И.В., Фаттиев Ф.Ф. и др. Высоконапряженные соединения с гарантированным натягом. Ижевск: Изд-во ИжГТУ, 2002. 300с.
5. Кулиш Е.В., Турыгин Ю.В. Методика расчета прессовых полисоединений. // Вестник машиностроения. 2007. №9. С.9-11.
6. Кулишь Е.В. Напряженно-деформированное состояние и нагрузочная способность прессовых полиоединений. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Специальность: 01.02.06. Ижевск, 2009. 121с.
7. Щенятский А.В. Напряженно-деформированное состояние и нагрузочная способность многослойных соединений с натягом. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Специальность: 01.02.06. Ижевск, 1993. 171с.
8. Щенятский А.В. Теория и технология гидропрессовых соединений с натягом. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. Специальность: 05.02.02. Ижевск, 2003. 311с.

УДК 62-621.525:534.24

ИССЛЕДОВАНИЕ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ АВТОБАЛАНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ С ИМПУЛЬСНЫМ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ

ACTUATORS OF AUTOBALANCING DEVICES WITH PULSED MAGNETIC FIELD INVESTIGATION

Шаталов Л.Н.
(ИМАШ РАН, г. Москва)

Работа посвящена решению задачи по созданию автобалансирующих устройств на основе управляемой энергии импульсного магнитного поля. Балансировка осуществляется путем нанесения дискретных порций балансирующего вещества на поверхность балансируемого ротора. Проведены исследования балансирующих веществ и динамики наносимых порций.

Ключевые слова: *ротор, балансировка, автобалансирующее устройство, балансирующее вещество, импульсное магнитное поле*

The work is devoted to autobalancing device creation on the basis of controlled pulsed magnetic field energy. Balancing is carried out by applying the discrete portions of the balancing substance on the balancing rotor surface. Research of balancing materials and dynamics of applied portions was carried out.

Keywords*: rotor, balancing, autobalancing device, balancing substance, pulsed magnetic field.*

Проблема балансировки роторов является одной из сложнейших в современной технике.От качества решения этой проблемы во многом зависит общий уровень вибраций и шума различных машин, а также их работоспособность, производительность и ресурс.

Современные концепции развития методов и средств балансировки направлены на повышение точности, производительности и полную автоматизацию балансировочного процесса.

Одной из наиболее сложных и актуальных проблем в области балансировки является создание автобалансирующих устройств (АБУ), предназначенных для автоматического устранения дисбаланса изделия в процессе его изготовления или работы [1]. Особенно актуальна автоматизация балансировочного процесса в крупносерийном и поточно-массовом производстве.

Разработка АБУ, отвечающих современным требованиям производства, стала возможной благодаря прогрессу в последние годы физики и техники в области генерирования высоких и сверхвысоких энергий.

Впервые в мировой практике в ИМАШ РАН разработаны и проведены экспериментальные исследования АБУ с импульсным магнитным полем (ИМП).

Управляемая энергия ИМП используется для получения ударных импульсов в исполнительном органе (ИО) АБУ, под действием которых происходит выброс дискретных порций балансирующего вещества и их нанесение на поверхность балансируемого изделия.

Величина электромагнитных сил (пондеромоторных) при допущениях о поверхностном эффекте распространения электромагнитного поля на глубину$\delta = c\sqrt{\frac{P}{2\pi\omega}}$, называемую скин-слоем, может быть определена в виде:

$$P = \mu_0 \frac{N^2 W}{L} exp(-2\beta t) sin^2 \omega t, \quad (1)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость, N – число витков на единицу длины индуктора, $W = 0.5E_0C^2$ – энергия разряда, β – коэффициент скорости затухания, $\omega = \sqrt{\frac{1}{LC} - \beta^2}$–угловая частота, t – время.

Импульс этого давления, передаваемый камере с балансирующим веществом, описывается уравнением

$$P_в \approx P_0 k_2 + P_0 \sin \omega t, \qquad (2)$$

где

$$P_0 = \frac{N^2 W}{L} exp\left(-\frac{\pi\beta}{\omega}\right)/(1 + k_2) \qquad (3)$$

а k_2 – коэффициент сопротивления тракта передачи импульса давления.

На рис. 1 представлены структурные схемы ИО АБУ с кольцевым и плоским индукторами.

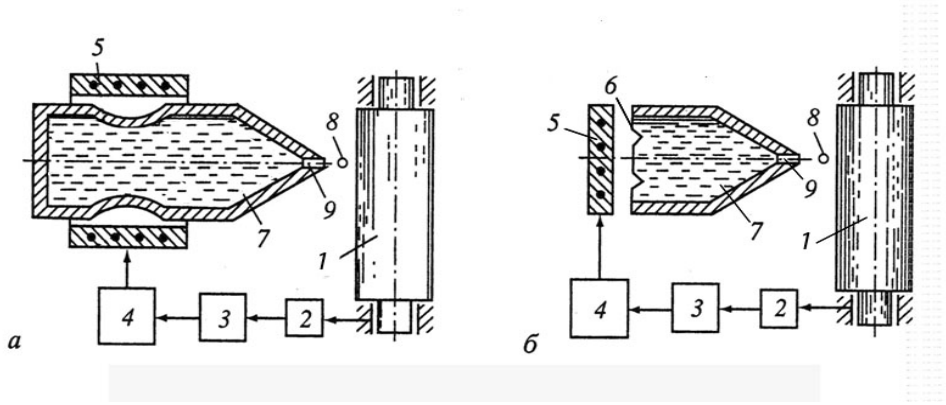


Рис.1

Исполнительные органы АБУ с ИМП

а) с кольцевым индуктором б) с плоским индуктором

1- балансируемый ротор; 2 – датчик вибраций; 3 – блок управления;

4 – генератор импульсных токов; 5 – индуктор; 6 – мембрана;

7 – балансирующее вещество; 8 – дискретная порция; 9 – сопло

За счет управления энергией ИМП можно наносить дискретные порции как постоянные по величине $\Delta m = const$, так и пропорциональные величине дисбаланса$\Delta m \sim f(D_\tau)$. Тогда состояние сбалансированности ротора можно записать в виде

$$D_o - \sum_1^n d_{const} \le D_1 и D_o - f(D_\tau) \le D_1, \qquad (4)$$

где D_o – начальный дисбаланс, устраненный за один выброс при $\Delta m = const; f(D_\tau)$ – дисбаланс, устраненный за один выброс при $\Delta m \sim f(D_\tau); D_\tau$ – дисбаланс в момент времени $\tau; D_1$ – допустимый дисбаланс.

Реализация в АБУ метода балансировки путем выброса дискретных порций вязкого балансирующего вещества потребовала решения серьезной проблемы по исследованию их динамики.

Теоретическое изучение взаимодействия вязкой дискретной порции в виде капли или струи с потоком газа представляет собой одну из сложных задач механики сплошных сред.

В общем виде давление в камере, необходимое для выброса дискретных порций, можно представить в виде:

$$P = \frac{\rho v^2}{2} + \frac{k\rho v^2}{2} + \frac{32\rho v v l}{d^2} + \frac{2\alpha_д}{d} \qquad (5)$$

где: P – давление в рабочей камере;ρ, ν–плотность и кинематический коэффициент вязкости вещества;k – коэффициент, учитывающий гидравлические потери на входе в сопло; d–диаметр сопла;$\alpha_д$ – динамический коэффициент поверхностного натяжения вещества.

Довольно сложный вопрос исследования динамики жидкой дискретной порции в ИО АБУ включает в себя три значительно отличающихся по физике процесса части:

1) движение дискретной порции в сопле;
2) движение от сопла к твердой поверхности;
3) соударение с твердой поверхностью

К настоящему времени в области гидродинамики отсутствуют достаточно эффективные теоретические модели при исследовании подобного рода задач.

С целью определения влияния различных конструктивно-технологических параметров исполнительного органа (ИО) АБУ, включающего в себя рабочую камеру с соплом и балансирующим веществом, а также импульсный источник энергии, на динамику процесса выброса порций балансирующих веществ с различными физико-химическими свойствами, были проведены экспериментальные исследования.

На рис. 2 представленакинограмма динамики выброса дискретных порций.

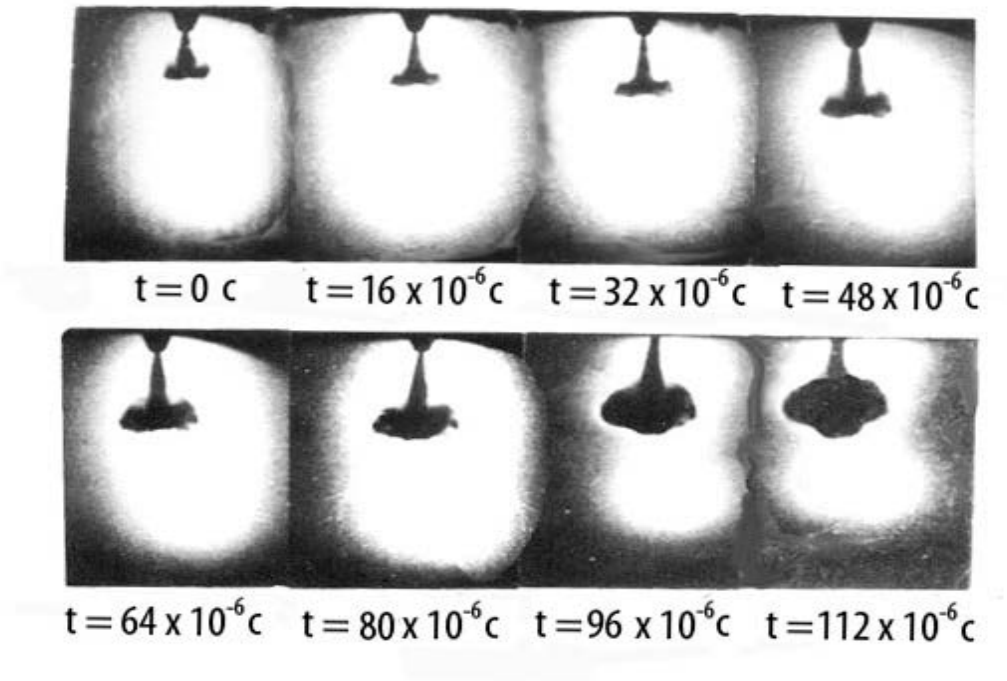


Рис.2
Кинограмма выброса дискретной порции

Анализ полученных экспериментальных данных показывает:

1. Величина Δm и скорость vвыбрасываемых дискрет зависят от диаметра dи длины сопла l, а также от величины и продолжительности импульса давления в рабочей камере.
2. Динамика дискретных порций при воздействии аэродинамических сил в большей степени определяется диапазоном изменений числа Вебера $W_e = \rho v^2 d/\sigma$и в меньшей степени зависит от изменений числа Рейнольдса$Re = vd/\nu$, где ρ – плотность вещества;v – средняя скорость выброса;d–эквивалентный диаметр сопла; ν, σ– коэффициенты кинематической вязкости и поверхностного натяжения вещества.
3. Определен диапазон давлений в рабочей камере $P_k \epsilon (P_{k\,min}; P_{k\,max})$, при которых происходит устойчивый выброс дискретных порций.
4. На образование сателлитов при выбросе дискретных порций влияют точность и чистота обработки сопла.

5. Увеличение вязкости балансирующих веществ повышает устойчивость выбрасываемых порций.

Использование управляемой энергии большой мощности ИМП при создании автобалансирующих устройств является весьма перспективным, так как позволяет создать устройства для балансировки широкого класса роторов с высокой точностью и производительностью, а также полностью автоматизировать весь процесс балансировки.

Высокая точность и производительность балансировки достигается за счет одновременного измерения и устранения дисбаланса, а также пропорциональности наносимых дискретных порций корректирующих масс величине дисбаланса.

Проведенные экспериментальные исследования лабораторных образцов устройств для автоматической балансировки подтвердили перспективность выбранного научного направления при создании высокоэффективной технологии, а полученные технические характеристики по точности и производительности значительно превосходят известные мировые аналоги.

Список литературы

1. Гусаров А.А. и др. Автоматическая балансировка роторов машин. М.: Наука. 1979. 152 с.

УДК 620.179.14

ИЗМЕРЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ НАКЛОННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ ТРЕЩИН ЭЛЕКТРОПОТЕНЦИАЛЬНЫМ МЕТОДОМ

THE MEASUREMENT OF THE INCLINED SURFACE CRACKS ELECTRIC POTENTIAL METHOD

Шкатов П.Н., д.т.н., Черненко П.И., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики)

В статье рассматривается задача оценки параметров наклонных поверхностных трещин в металлических объектах электропотенциальным методом. Показана возможность раздельного измерения угла наклона трещины и ее глубины.

Ключевые слова: *наклонная трещина, измерение глубины, измерение угла наклона, электропотенциальный метод.*

In the article we consider the problem of estimation of parameters of inclined surface cracks in metal objects electric potential method. The possibility of separate measurement of the angle of inclination cracks and its depth.

Key words: *angular crack, depth measurement, the measurement of the angle of inclination, electric potential method.*

Электропотенциальный метод неразрушающего контроля [1] является наиболее эффективным методом измерения глубины поверхностных трещин. Его применяют в комплексе с другими методами (магнитопорошковым, капиллярным, вихретоковым и т.д.), с помощью которых обнаруживаются поверхностные трещины. Электропотенциальный метод реализуется путем пропускания тока через контролируемый участок с помощью токовых электродов и регистрацию напряжения между потенциальными электродами. Измерение глубины трещин электропотенциальным методом основано на наличии взаимосвязи между параметрами трещины и величиной регистрируемого напряжения $\boldsymbol{U_r}$ на поверхности дефектного участка. Сложность оценки глубины $\boldsymbol{h}$ трещины электропотенциальным методом состоит в большом числе факторов, влияющих на регистрируемое напряжение. К этим факторам относятся: электромагнитные свойства металла, длина ℓ трещины, толщина T контролируемого участка, угол наклона трещины к поверхности.

Отстроиться от влияния вариации удельной электрической проводимости удается, измеряя отношение напряжений $\boldsymbol{U_r}$ и $\boldsymbol{U_0}$ на дефектном и прилегающем бездефектном участках, соответственно.

Для интерпретации результатов измерения, как на постоянном, так и на переменном токе, обычно, строят градуировочную характеристику для каждого электропотенциального преобразователя (ЭПП) с помощью плоских образцов с длинными щелями различной глубины, ортогональными к поверхности (рис. 1), как описано, например, в работе [12].

Влияние толщины контролируемого участка и длины трещины удается существенно ослабить, за счет скин-эффекта при использовании переменного тока [2-11]. Однако в этом случае необходимо иметь контрольные образцы с искусственными дефектами, изготовленными из одинаковой с контролируемым объектом марки стали, так как на регистрируемые сигналы существенное влияние оказывает вариация магнитной проницаемости металла. Влияние магнитной проницаемости металла полностью устраняется при использовании постоянного тока, но это приводит к существенному влиянию толщины T и длины трещины ℓ [13-14].

В работе [15] аналитически решена задача интерпретации результатов измерения глубины трещин конечной длины ортогональных к поверхности в плоских пластинах электропотенциальным методом с использованием постоянного тока. Полученное решение используется в электропотенциальном измерителе глубины трещин «ЗОНД ИГТ-98» [16].

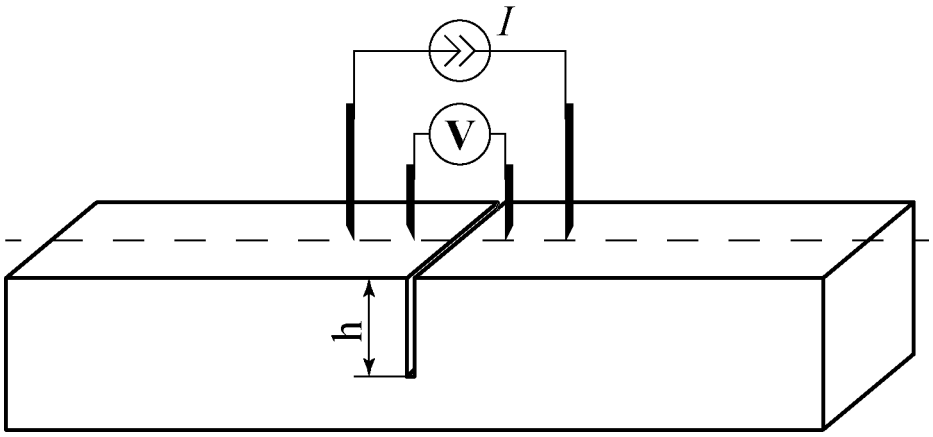


Рис. 1. Схема измерения U_r на образце с искусственным дефектом для построения градуировочной характеристики.

Однако возможная неортогональность плоскости трещины к поверхности при интерпретации результатов измерения в разработанном алгоритме не учитываются. Вместе с тем трещины, возникающие, например, при прокатке, в железнодорожных рельсах, как правило, не ортогональны к поверхности. В связи с этим вопрос измерения глубины трещин электропотенциальным методом с учетом их неортогональности к поверхности металла весьма актуален.

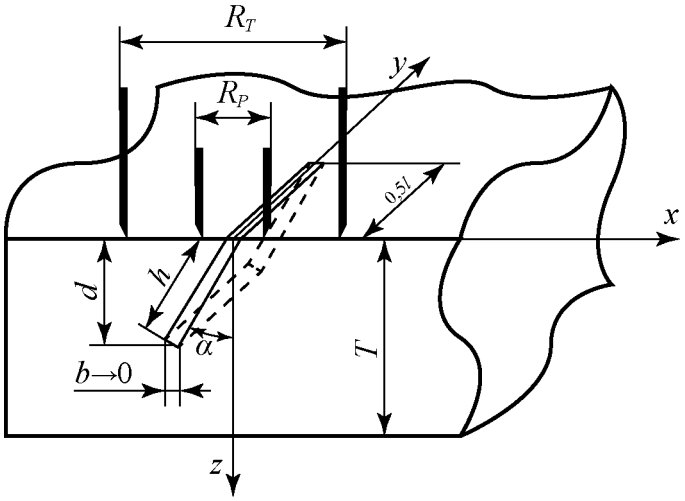


Рис. 2. Геометрическая расчетная модель взаимодействия электропотенциального преобразователя с наклонной трещиной конечной длины в пластине.

Для исследования влияния угла наклона α на регистрируемый сигналы использовалась расчетная модель, представленная на рис. 2.

Расчеты проводились методом конечных элементов на основе программного пакета ANSYS. При расчетах межэлектродные расстояния электропотенциального преобразователя (ЭПП) принимались равными R_T =20 мм и R_P =2 мм, что соответствует параметрам ЭПП используемого в «ЗОНД ИГТ-98». В качестве информативного сигнала вычислялось относительное напряжение, вносимое дефектом $U^* = (U_r - U_0)/U_0$.

На первом этапе проводился расчет градуировочных характеристик $U^*=U^*(h,\alpha)$ для трещин при неограниченных ℓ и T, т.е. при настолько больших значениях $\ell = \ell_{гр}$ и $T = T_{гр}$, что их дальнейшее увеличение не приводит к изменению результатов измерения.

Полученные результаты приведены на рис. 3-4. Они показывают, что при α>10° с влиянием неортогональности необходимо считаться. Погрешность δ, возникающая при вариации α, зависит и от самой измеряемой величины – глубины трещины и изменяется по нелинейной, знакопеременной зависимости.

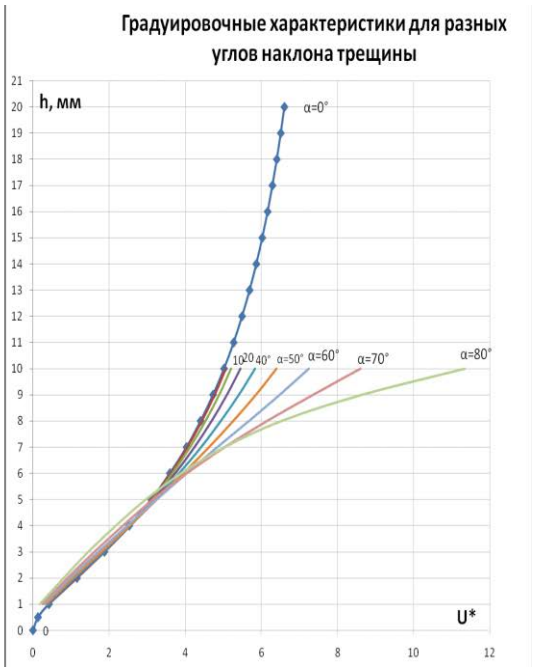


Рис. 3. Градуировочные характеристики при вариации угла наклона трещин.

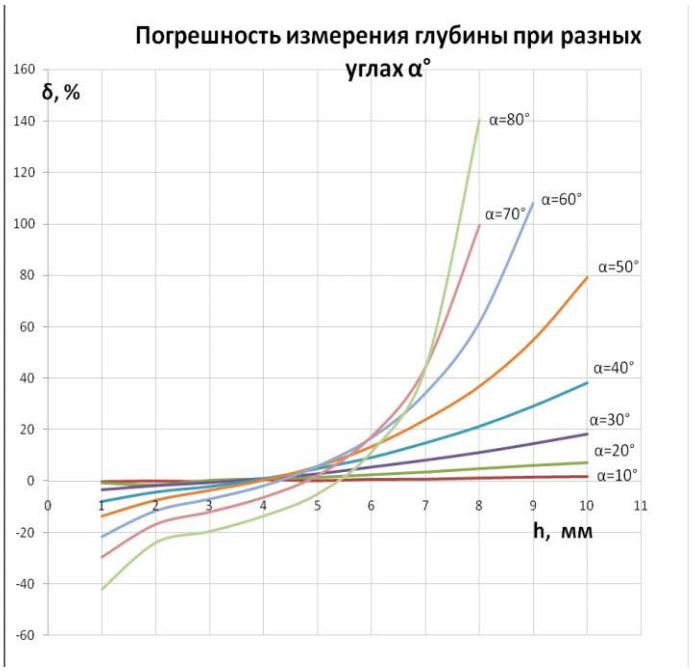


Рис.4. Зависимости погрешности измерений глубины трещин при вариации угла наклона трещины.

Это говорит о необходимости учитывать влияние α в том случае, когда для объекта характерны неортогональные трещины. Для определения α разработан способ измерения угла наклона поверхностных трещин [17]. Требуемые измерения могут быть проведены на специальном контрольном образце, позволяющем получить результаты при произвольном значении угла α для фиксированной глубины дефекта h [18]. Это позволяет провести градуировку прибора с учетом влияния угла наклона [19].

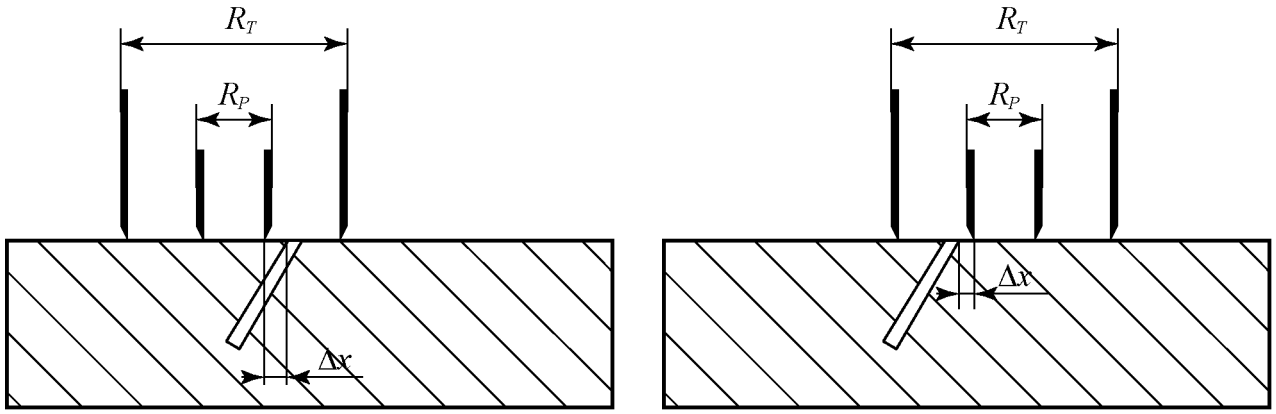


Рис. 5. Схема измерения для определения угла наклона трещины.

Разработанный способ [17] определения α основан на измерениях с асимметричным размещением электродов ЭПП относительно трещины.

Нормированная разность напряжений U_{r1} и U_{r2}, полученных при смещенных положениях электродов относительно трещины, несет информацию об угле α, но в тоже время зависит и от глубины трещины. Для одновременного определения параметров α и h по результатам измерения U_r, U_{r1} и U_{r2} рассчитана градуировочная плоскость, представленная на рис. 6, где $\Delta U^*_{сдв} = (U_{r1} - U_{r2})/ U_0$, а $U^* = (U_r - U_0)/U_0$.

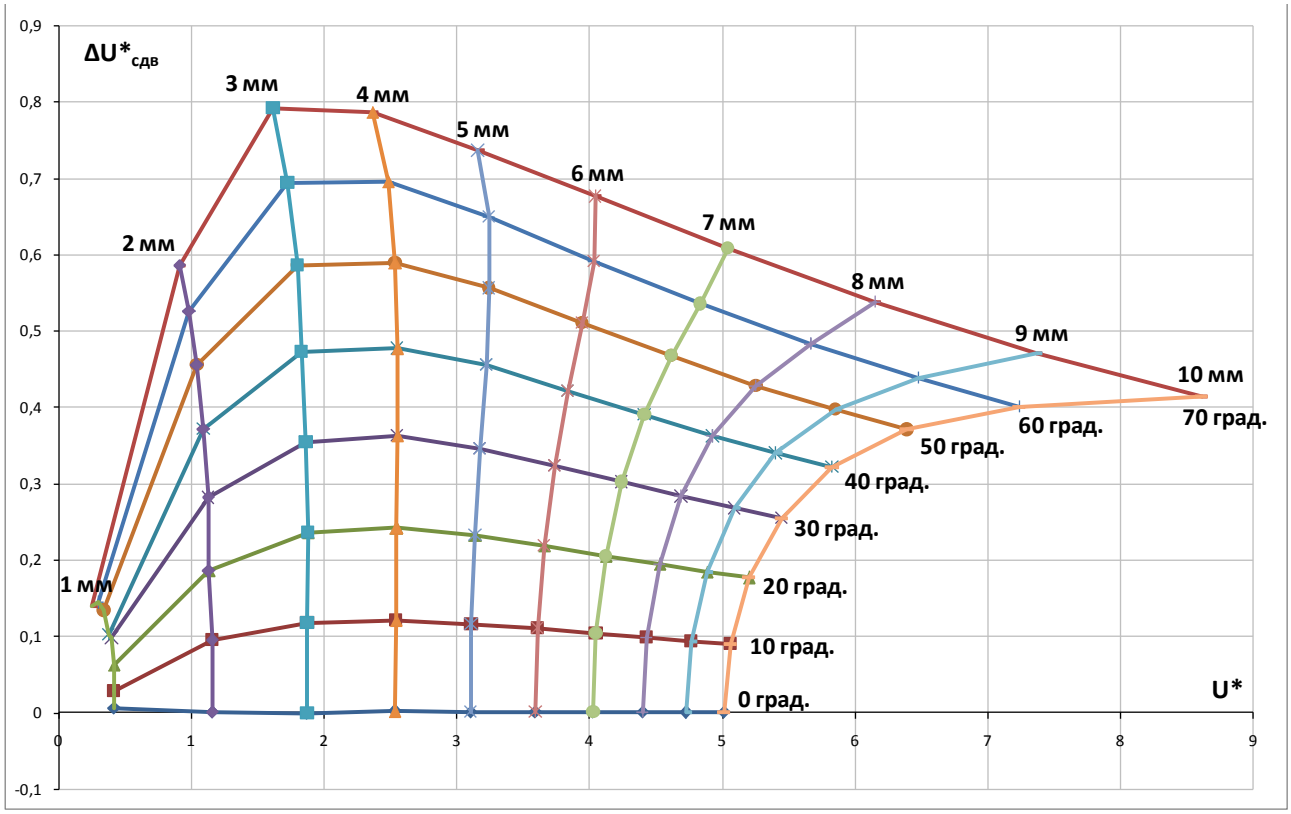


Рис. 6. Градуировочная плоскость для определения α и h по результатам измерения U_r, U_{r1} и U_{r2}

На основе полученных зависимостей, построенным по результатам трех измерений, установлена однозначная взаимосвязь между регистрируемыми сигналами, с одной стороны, и параметрами наклонной трещины – ее глубиной и углом ее наклона, с другой стороны. Установленная взаимосвязь будет использована для модернизации программного обеспечения электропотенциального измерителя глубины трещин «ЗОНД ИГТ-98» [16], что позволит расширить его функциональные возможности за счет измерения параметров наклонных трещин.

Список литературы

1. Неразрушающий контроль: Справочник в 8 томах. Т. 2. / Под ред. В.В. Клюева. М.: Машиностроение, 2006.
2. Dover WD, Charlesworth FDW, Taylor KA, Collins R, Michael DH. AC field measurement—theory and practice, 1980; 222–61.
3. Collins R, Dover WD, Ranger KB. The AC field around a plane semi-elliptical crack in metal surface, 1981; 470–9.Collins R. Dover WD, Michael DH. The use of AC field measurement for NDT, 1985; 8: 211–65.
4. Saguy H, Rittel D. Flaw detection in metals by the ACPD technique: Theory and experiments. NDT&E International 40 (2007) 505–509.
5. Saguy H, Rittel D. Bridging thin and thick skin solutions for alternating currents in crack conductors. Appl. Phys. Lett. J 2005;87:84103–84103/3.

6. Lugg MC. Data interpretation in ACPD crack inspection. NDT International 1989;22(3):149–54.
7. Dover WD, Monahan CC. The measurement of surface breaking cracks by the electrical systems ACPD/ACFM. Fatigue Fract Eng 1994;17(12):1485–92.
8. Dover WD, Collins R, Michael DH. Review of development in ACPD and ACFM. Br J NDT 1991;33(3):121–7.
9. Mirshekar-Syahkal D, Collins R, Michael DH. The influence of skin depth on crack measurement by the AC field technique. Nondestructive Evaluation 1982;3(2):65–76.
10. Michael DH, Collins R. The AC field around a plane crack in metal surface when the skin depth is large. Nondestruct Eval 1982;3(1):19–24.
11. Bowler J. R., Bowler N. Theory of four-point alternating current potential drop measurements on conductive plates Proc. R. Soc. A 2007 463, 817-836
12. Hicks M.A. and Pickard A.C. A comparison of theoretical and experimental methods of calibrating the electrical potential drop technique for crack length determination. Int. Journ. of Fracture, 20 (1982), 91-101.
13. Шкатов П.Н. Исследование погрешности измерения глубины трещин электропотенциальным методом//Тезисы докладов 14-ой российской НТК «Неразрушающий контроль и диагностика», М., 1996
14. Shkatov P.N. Increased preciseness of deep defects defecting through electropotential method// 7th European Conference on NDT, Copenhagen, 1998
15. Шкатов П.Н. Решение обратной задачи электропотенциальной дефектометрии для поверхностной трещины конечной длины// Тезисы докладов 3–ей международной НТК "Компьютерные методы и обратные задачи в неразрушающем контроле и диагностике".–М. 2002.
16. Шкатов П.Н. Компьютеризированный измеритель глубины трещин «ЗОНД ИГТ-98» // «Контроль. Диагностика» Машиностроение.- № 2,1988.
17. Авт. свидетельство СССР № 1442898.– Способ измерения угла наклона поверхностных трещин // Шкатов П.Н. и др. – G01N 27/90.–1988 г.
18. Авт. свидетельство СССР № 1485114 Настроечный образец для электропотенциальной дефектоскопии // Шкатов П.Н. и др.–G01N 27/90.–1989 г.
19. Авт. свидетельство СССР № 1500088.– Способ градуировки электропотенциальных измерителей глубины поверхностных трещин с учетом угла их наклона // Шкатов П.Н. и др.–G01N 27/90.–1989 г.

УДК 620.179.14

ИЗМЕРЕНИЕ ГЛУБИНЫ ПОВЕРХНОСТНЫХ ТРЕЩИН ЭЛЕКТРОПОТЕНЦИАЛЬНЫМ МЕТОДОМ НА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЯХ

THE MEASUREMENT OF THE DEPTH OF SURFACE CRACKS ELECTRIC POTENTIAL METHOD ON CYLINDRICAL SURFACES

Шкатов П.Н., д.т.н., Елисов А.А., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики)

Работа посвящена измерению глубины поверхностных трещин в металлических объектах электропотенциальным методом на вогнутых и выпуклых цилиндрических поверхностях. Определена степень влияния кривизны для трещин различной ориентации рассчитаны соответствующие градуировочные зависимости.

Ключевые слова: *поверхностная трещина, цилиндрическая поверхность, кривизна, электропотенциальный метод.*

The work is devoted to the measurement of the depth of surface cracks in metal objects electric potential method of the concave and the convex cylindrical surfaces. Determined by the degree of influence of curvature for cracks of different orientations calculated the corresponding graduation dependence.

Key words: *surface crack, cylindrical surface, the curvature, electric potential method.*

Для измерения глубины поверхностных трещин широко применяется электропотенциальный метод [1], основанный на пропускании тока через контролируемый участок с помощью токовых электродов и регистрацию напряжения между потенциальными электродами. О глубине трещины судят по относительному изменению напряжения при переходе от бездефектного (напряжение $\boldsymbol{U_0}$) к дефектному (напряжение $\boldsymbol{U_r}$). При этом вычисляемая по результатам измерений величина $U^*= (U_r - U_0)/U_0$ не зависит от удельной электрической проводимости металла. Для исключения влияния магнитной проницаемости металла достаточно проводить измерения на постоянном токе [2].

Вместе с тем, на величину U^*, помимо измеряемого параметры – глубины трещины $\boldsymbol{h}$, влияет длина ℓ трещины, толщина T контролируемого участка и кривизна поверхности [3-4].

В работе [5] аналитически решена задача интерпретации результатов измерения глубины трещин конечной длины ортогональных к поверхности в плоских пластинах электропотенциальным методом с использованием постоянного тока. Полученное решение используется в электропотенциальном измерителе глубины трещин «ЗОНД ИГТ-98» [6].

Однако возможная кривизна поверхности при интерпретации результатов измерения в разработанном алгоритме не учитываются. Вместе с тем глубину трещин необходимо измерять и на цилиндрических вогнутых и выпуклых поверхностях, например, на поверхностях труб, валов, галтельных переходов. В связи с этим вопрос измерения глубины трещин электропотенциальным методом с учетом кривизны поверхности весьма актуален.

Для определения влияния кривизны выпуклой поверхности при измерении глубины продольных трещин использовалась расчетная модель, приведенная на рис. 1.

Расчеты проводились методом конечных элементов на основе программного пакета ANSYS. При расчетах межэлектродные расстояния электропотенциального преобразователя (ЭПП) принимались равными R_T =20 мм и R_P =2 мм, что соответствует параметрам ЭПП используемого в «ЗОНД ИГТ-98» [6].

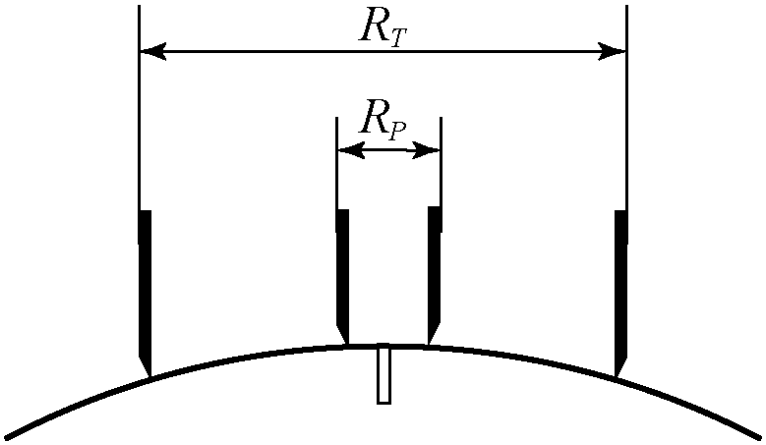


Рис. 1. Геометрическая расчетная модель для определения влияние кривизны выпуклой поверхности при продольной трещине.

Соответствующие зависимости приведены на рис. 2. Они показывают, что степень влияния кривизны для продольных трещин возрастает по мере увеличения их глубины и уменьшения длины. При этом влиянием кривизны на трещины глубиной менее 2 мм можно пренебречь.

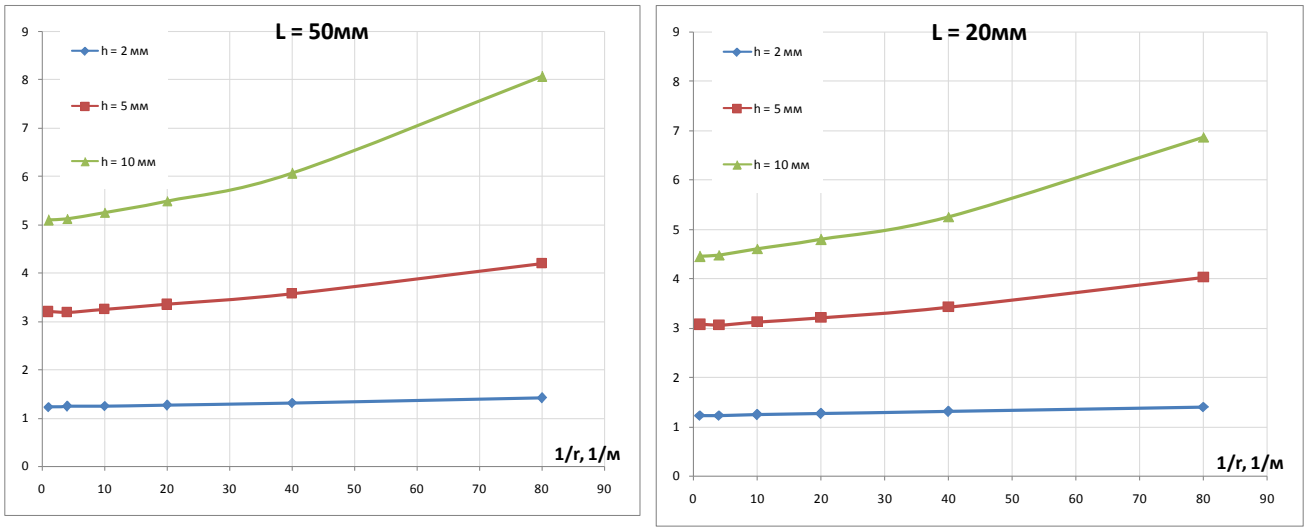
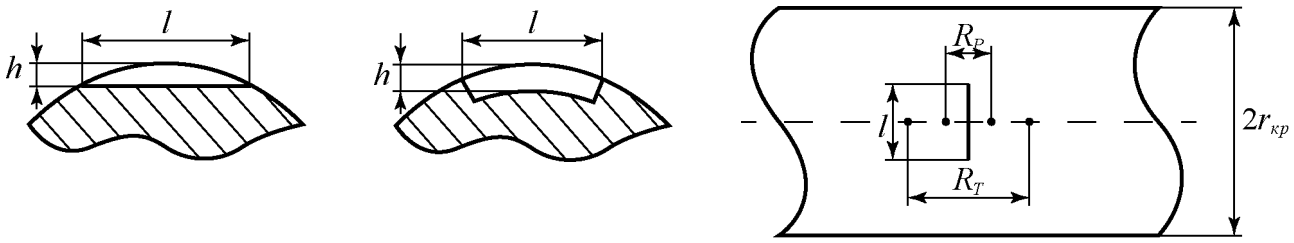


Рис. 2. Зависимость *U**от кривизны выпуклой поверхности для продольных трещин разной глубины и длины

Аналогичные исследования проводились для поперечных трещин (рис. 4) с формой в виде лунки (пропил) и типа углового сегмента.



а) б) в)

Рис. 3. Геометрические расчетные модели для определения влияния кривизны выпуклой поверхности при поперечной трещине:
а – типа пропил, б – типа угловой сегмент, в – вид сверху

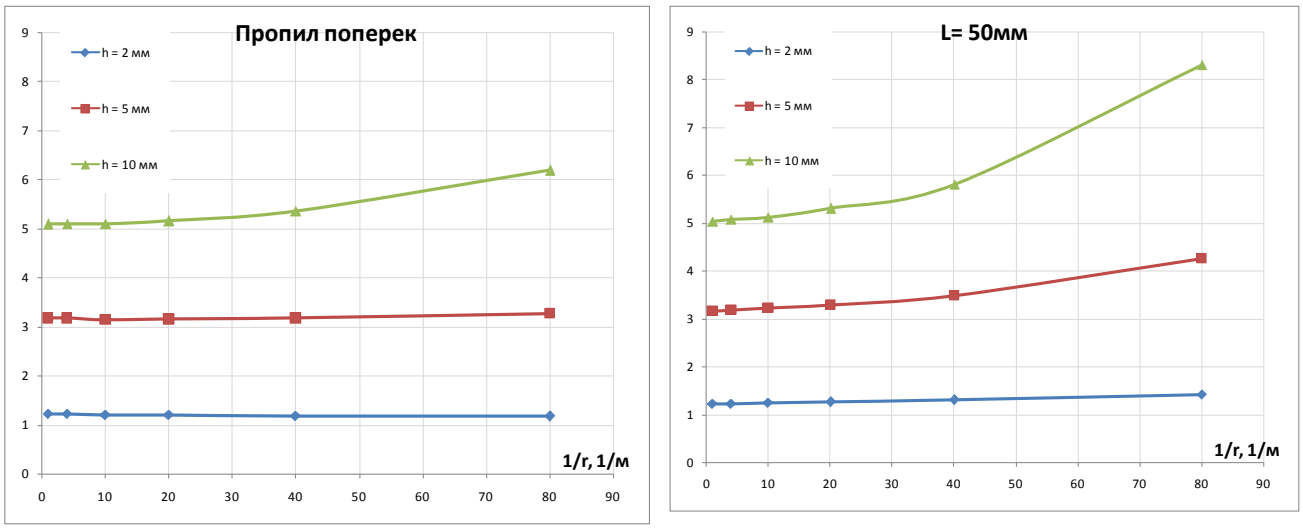
Результаты расчета, приведенные на рис. 4, показывают, что отмеченные для поперечной трещины закономерности сохраняются и здесь.

Наиболее часто возникает необходимость контроля объектов с выпуклой поверхностью типа валов. В тоже время подавляющее большинство объектов с вогнутой поверхностью – галтельные переходы.

Для анализа взаимодействия ЭПП с подобными объектами была разработана расчетная модель, представленная на рис. 5.

Здесь для измерения используется специализированный ЭПП, обеспечивающий надежный контакт электродов с поверхностью металла.

На рис. 6 приведены зависимости, показывающие, что с увеличением радиуса сопряжение r_{kp} величина U^* монотонно растет. Здесь же показана предельная зависимость $U^*(h)$ для плоской поверхности.



а) б)

Рис. 4. Зависимости U^* от кривизны выпуклой поверхности для поперечных трещин разной глубины: а – типа пропила, б – типа углового сегмента.

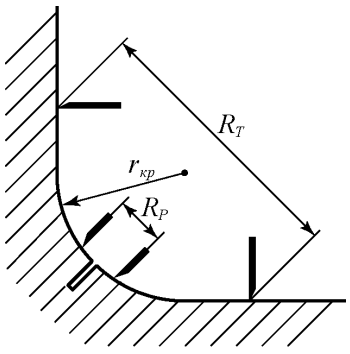


Рис. 5. Расчетная модель для определения влияние кривизны в галтельных переходах.

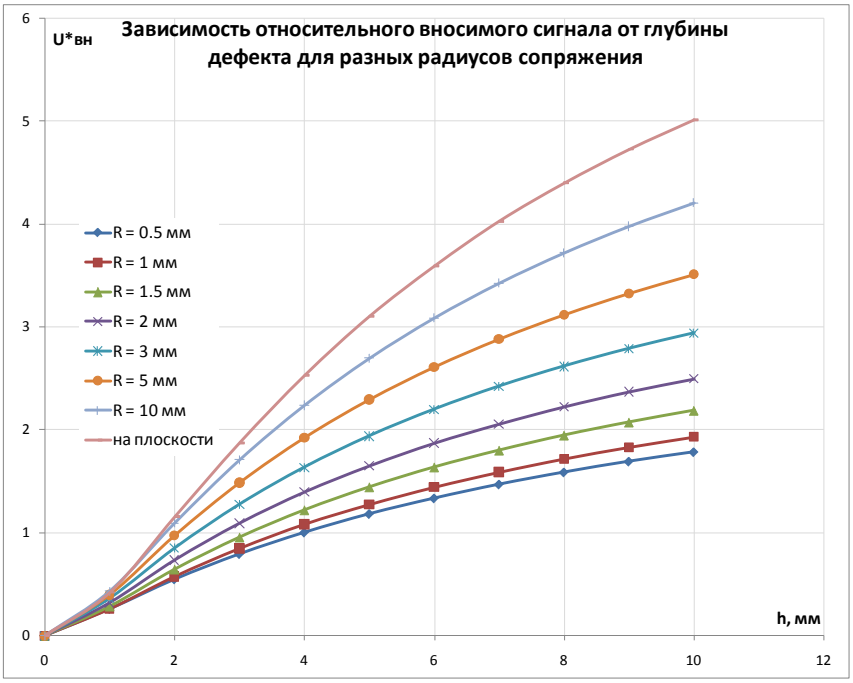


Рис. 6. Зависимости *U** от глубины трещины для различных радиусов сопряжения поверхностей при ℓ= 100 мм.

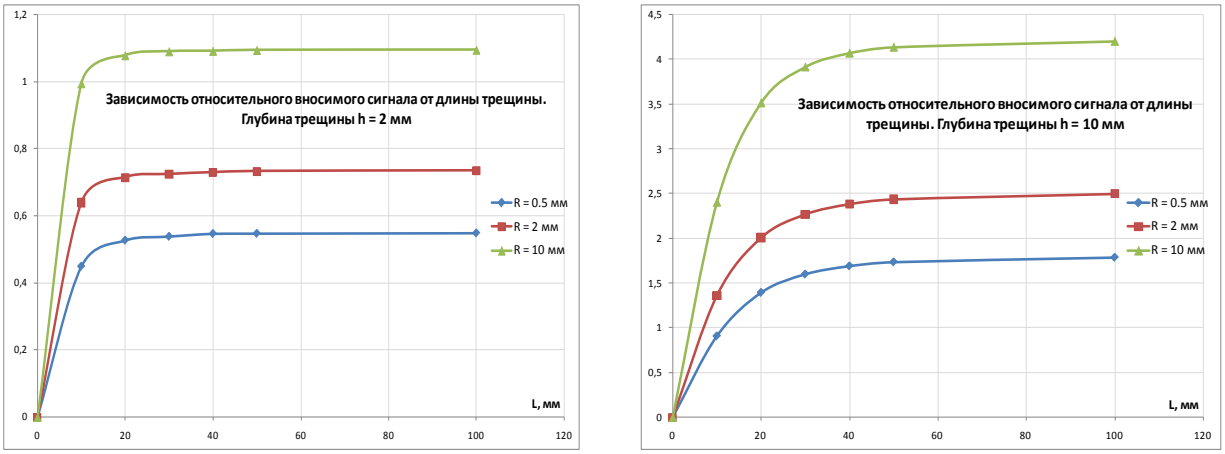


Рис. 7. Зависимости *U** от длины дефекта для различных радиусов сопряжения поверхностей для трещин глубиной 2 мм и 10 мм.

На рис. 7 показано влияние длины трещины при различных радиусах сопряжения и глубинах трещины. Они показывают, что степень влияния длины не зависит от кривизны поверхности. Это важно при построении алгоритмов коррекции результатов измерения.

Проведенный анализ позволил определить степень влияния ранее не учитываемой кривизны поверхности на регистрируемые сигналы при электропотенциальной дефектометрии. Полученные зависимости позволят построить соответствующие алгоритмы коррекции и обеспечить существенное снижение погрешности измерений. Это чрезвычайно важно, так как глубина трещин является одним из основных параметров, определяющих остаточный ресурс контролируемого объекта, его ремонтопригодность и определяют стратегию ремонта дефектных участков (зачистка, выборка, замена). Для определения степени кривизны поверхности разработан способ измерения, основанный на измерении отношения сигналов при двух взаимно ортогональных положениях ЭПП. Таким образом, не требуется дополнительных средств измерения для определения влияющей величины. На

основе полученных результатов проводится модернизация электропотенциального измерителя глубины трещин «ЗОНД ИГТ – 98», которая позволит расширить его функциональные возможности и получить дополнительные конкурентные преимущества.

Список литературы

1. Неразрушающий контроль: Справочник в 8 томах. Т. 2. / Под ред. В.В. Клюева. М.: Машиностроение, 2006.
2. Брайнин Э. И. Контроль элементов электрических машин и аппаратов электропотенциальным методом. М.: Энергия. 1980. 80 с.
3. Шкатов П.Н. Исследование погрешности измерения глубины трещин электропотенциальным методом // Тезисы докладов 14-ой российской НТК «Неразрушающий контроль и диагностика», М., 1996
4. Shkatov P.N. Increased preciseness of deep defects defecting through electropotential method // 7th European Conference on NDT, Copenhagen, 1998
5. Шкатов П.Н. Решение обратной задачи электропотенциальной дефектометрии для поверхностной трещины конечной длины // Тезисы докладов 3–ей международной НТК "Компьютерные методы и обратные задачи в неразрушающем контроле и диагностике".– М. 2002.
6. Шкатов П.Н. Компьютеризированный измеритель глубины трещин «ЗОНД ИГТ-98» // Контроль. Диагностика. 1988. № 2.

620.179.14

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ ВИХРЕТОКОВЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ДЛЯ ДЕФЕКТОСКОПИИ

THE TECHNIQUE OF DESIGNING OF SPECIALIZED EDDY CURRENT PROBES FOR DEFECTOSCOPY

Шкатов П.Н., д.т.н., Родюков М.С., к.т.н., Куценко Д.О., аспирант
(Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва)

В статье рассматривается методика проектирования специализированных вихретоковых преобразователей для дефектоскопии объектов сложной формы на основе компьютерного моделирования. При моделировании анализируется распределение вихревых токов для различных систем возбуждения вихревых токов, а также изменение вторичного электромагнитного поля вихревых токов под влиянием дефекта и вариации неконтролируемых параметров в пространственной области. Форма, размеры и положение витков катушек возбуждающей и измерительной системы выбираются, исходя из оптимального отношения сигнал/помеха

Ключевые слова: *вихретоковый преобразователь, дефектоскопия, компьютерное моделирование, оптимизация.*

The article discusses the technique of designing of specialized eddy current probes for defectoscopy of objects of complicated shape on the basis of computer modeling. When modeling analyses the distribution of eddy currents for the various systems of excitation of eddy currents, as well as the change of the secondary electromagnetic field, eddy currents under the influence of defects and variations in uncontrolled settings in the spatial domain. The shape, size and position of turns of the coil exciting and measuring system are selected on the basis of optimal relation signal/noise.

Key words: *eddy current probe, testing, computer-modeling, optimization.*

Эффективность неразрушающего вихретокового контроля в значительной степени определяется используемым для получения первичной информации вихретоковым преобразователем (ВТП). При разработке ВТП следует стремиться к максимальному воздействию на его выходной сигнал изменений контролируемых параметров и подавлению влияния вариации неконтролируемых. Для этого проводят исследования с различными вариантами выполнения возбуждающих катушек, создающих переменное электромагнитное поле, и измерительных катушек, регистрирующих воздействие индуцированных в ОК вихревых токов [1].

Эта задача имеет довольно много переменных: размеры и форма возбуждающих и измерительных катушек индуктивности, схема соединения катушек, соотношение их числа витков, взаимное положение, форма и размеры сердечников, рабочая частота. Задача существенно усложняется при разработке специализированных ВТП для дефектоскопии изделий сложной формы. В связи с этим важно иметь методику, позволяющую объективно выбирать наиболее рациональное размещение и ориентацию катушек индуктивности.

Предлагаемая методика реализуется следующим образом.

1. Разрабатывается модель для компьютерного моделирования процессов электромагнитного взаимодействия ВТП с ОК.
2. Рассчитываются функции распределения плотности вихревых токов в металле при различных вариантах выполнения возбуждающей системы и проводится ее выбор.
3. С выбранной системой возбуждения рассчитываются функции распределения магнитного поля, при различных значениях контролируемого и мешающих параметров.
4. Определяются изменения различных пространственных составляющих магнитного поля в объеме электромагнитного взаимодействия с ОК при вариации контролируемого и мешающих факторов.

5. Выбираются зоны размещения и ориентация измерительных катушек, на основе анализа результатов, полученных на втором этапе.

6. Рассчитываются выходные характеристики ВТП и проводится их анализ.

Предложенная методика поясняется на конкретном примере разработки ВТП для дефектоскопии тепловых канавок роторов паровых турбин. Тепловые канавки относятся к высоконагруженным элементам роторов паровых турбин [2], что определяет необходимость их периодического неразрушающего контроля на предмет отсутствия опасных трещин.

Тепловая канавка ротора имеет вид U-образного паза глубиной 8 мм и шириной 3 мм. Наиболее вероятно появление трещин в дне тепловой канавки [2]. В процессе эксплуатации ее поверхность покрывается твердыми отложениями, удалить которые достаточно сложно.

Опыт применение ВТП, разработанного в МНПО «СПЕКТР» и построенного по традиционной схеме [1], показал низкую эффективность такого решения применительно к дефектоскопии тепловых канавок роторов длительно работающих паровых турбин [3]. Это связано с недопустимо низким отношением сигнал/помеха из-за влияния перекосов оси ВТП и вариации электромагнитных свойств металла.

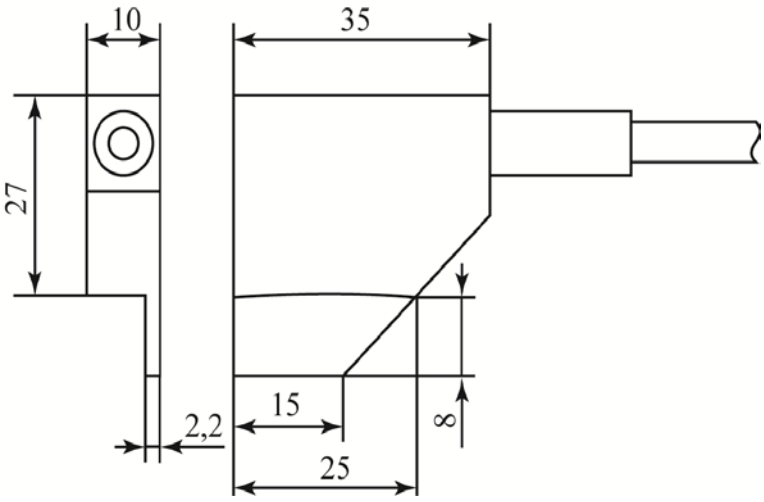


Рис. 1. Эскиз корпуса ВТП U3×8

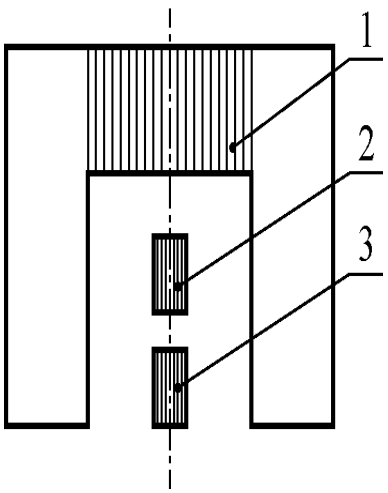


Рис. 2.Чувствительный элемент
1– возбуждающая катушка,
2,3 – измерительные катушки.

В связи с этим в НУЦ «КАСКАД» МГУПИ проводилась разработка специализированного вихретокового преобразователя ВТП U3×8 (рис. 1 – 2). Его чувствительный элемент состоит из возбуждающей катушки на П-образном сердечнике и измерительных катушек, расположенных между его полюсами. При этом для выбора параметров возбуждающих и измерительных катушек использовался предложенный подход.

Для компьютерного моделирования процессов электромагнитного взаимодействия ВТП с ОК использовалась трехмерная геометрическая расчетная модель, представленная на рис. 3 –4.

В математической постановке требуется решить полевую задачу в области с разрывными коэффициентами и локальными неоднородностями для функции комплексного переменного. Имеющийся опыт решения подобных задач показывает невозможность их решения аналитическими методами. Из всего многообразия численных методов был выбран метод конечных элементов (МКЭ). Для его практической реализации использовался программный пакет ANSYS.

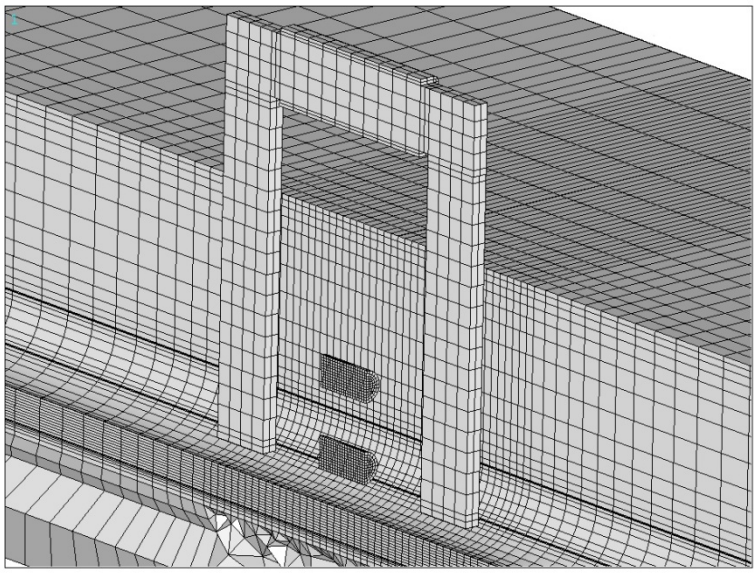


Рис. 3. Продольное сечение расчетной геометрической модели.

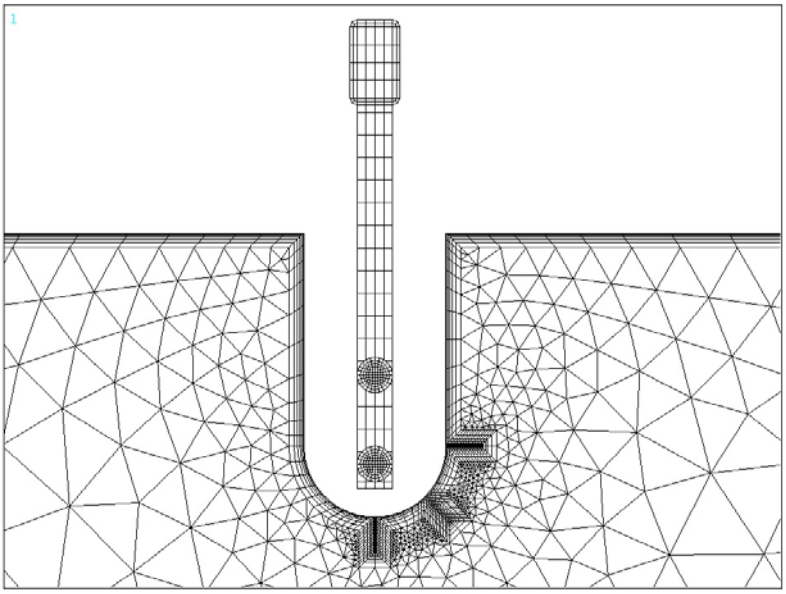


Рис. 4. Поперечное сечение геометрической расчетной модели.

ВТП состоит из возбуждающей системы, выполненной в виде катушки индуктивности с П-образным сердечником и измерительной системы, состоящей из двух дифференциально включенных измерительных катушек со стержневыми сердечниками. Принцип действия ВТП, выполненного по предложенной схеме, заключается в следующем. Возбуждающая система создает вихревые токи, ось которых в межполюсном пространстве П-образного сердечника направлена вдоль тепловой канавки. Напряженность вторичного магнитного поля вихревых токов $\underline{\boldsymbol{H}}_{\text{вт}}$ имеет здесь преимущественно тангенциальную составляющую $\boldsymbol{H}_{\text{вт},\tau}$, направленную параллельно донной поверхности канавки. При наличии продольной трещины распределение вихревых токов, обтекающих ее, изменяется. Реакция вихревых токов измеряется измерительными катушками, преимущественно нижней, имеющей большую магнитную связь с вихревыми токами в донной части канавки. Одновременно на измерительные катушки воздействует напряженность магнитного поля рассеяния П-образного сердечника и магнитное поле вихревых токов, возбужденных в стенках тепловой канавки. Они создают неинформативную составляющую вносимого в измерительные катушки напряжения. За счет дифференциального включения измерительных катушек обычно происходит ослабление как

неинформативной, так и информативной составляющих. В расчетной модели дефекты представлены длинными прорезями глубиной h с различным угловым положением (φ = 0°, 45° и 90°) в поперечном сечении донной части канавки (рис. 4).

При проектировании возбуждающей системы одна из задач состояла в выравнивании чувствительности к дефектам одинаковой глубины h при их различном угловым положением φ. Эта задача решалась путем изменения распределения витков на П-образном сердечнике. Выполненные расчеты показали, что при размещении витков на верхней перемычке плотность тока по поверхности канавки распределяется более равномерно, по сравнению с вариантом размещения витков на боковых стержнях П-образного сердечника. При этом в обоих случаях максимальная плотность тока имеет место в нижней точке поверхности поперечного сечения канавки. Для выбора положения и ориентации измерительной катушки проводился анализ изменения различных составляющих магнитного в межполюсном пространстве П-образного сердечника при воздействии дефекта.

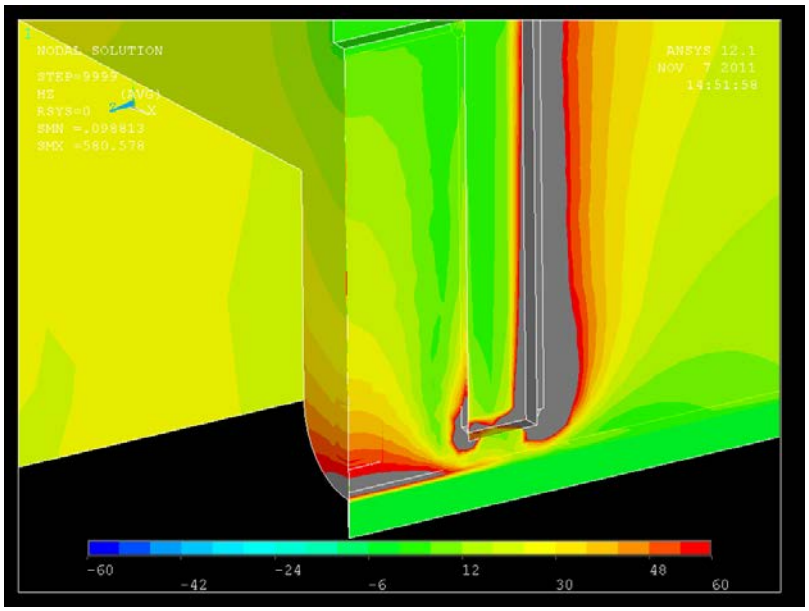


Рис. 5. Изменение амплитуды осевой компоненты $\underline{H}_z$ в двух ортогональных плоскостях: вдоль и поперек тепловой канавки под влиянием продольной трещины при частоте f= 30 кГц.

На рис. 5. показано изменение амплитуды осевой компоненты $\underline{H}_z$, направленной вдоль канавки, под влиянием продольной трещины при частоте f= 30 кГц. Здесь, с учетом симметрии, показана четверть расчетной области, а величина $\underline{H}_z$ отражена изменением цвета, в соответствии с показанной внизу шкалой. Рисунок получен сервисными средствами ANSYS. В оригинале градации различаются цветом. Из рисунка видна зона наибольшего изменения $\underline{H}_z$ в окрестности центра межполюсного пространства, что определяет рациональные размеры рабочей измерительной катушки.

Для эффективного подавления неинформативной составляющей напряжения (компенсации), вносимой в рабочую измерительную катушку целесообразно применение компенсационной измерительной катушки. Для ее рационального размещения анализировалось распределение магнитного поля в межполюсном пространстве П-образного сердечника. На рис. 6 приведено распределение амплитуды $\boldsymbol{H}_z$ и квадратурных составляющих Re($\underline{\boldsymbol{H}}_z$) и Im($\underline{\boldsymbol{H}}_z$) осевой составляющей комплекса напряженности магнитного поля $\underline{\boldsymbol{H}}_z$, совпадающей по направлению с продольной осью канавки вдоль оси y, параллельной стенкам канавки.

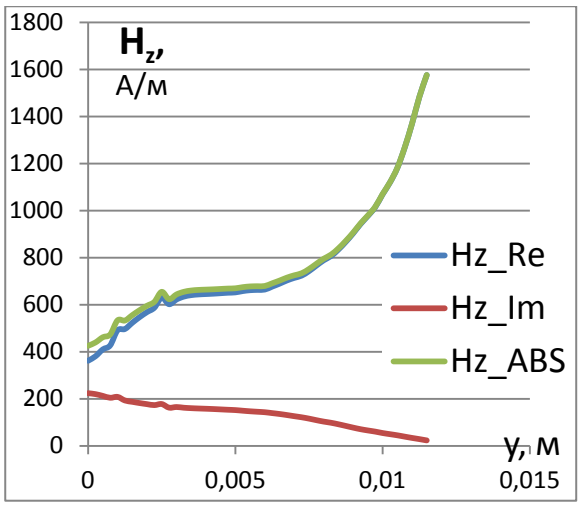


Рис. 6. Распределение амплитуды $\underline{H}_z$ и квадратурных составляющих Re($\underline{H}_z$) и Im($\underline{H}_z$) осевой составляющей комплекса напряженности магнитного поля $\underline{H}_z$ в межполюсном пространстве П-образного сердечника по его высоте (X=0)

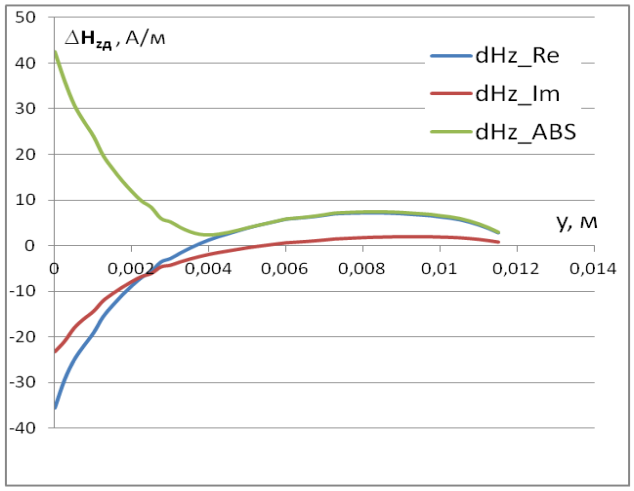


Рис. 7. Изменение комплекса приращения $\Delta\underline{H}_{зд}$, создаваемого в межполюсном пространстве сердечника по оси y, при взаимодействии с дефектом в донной части канавки

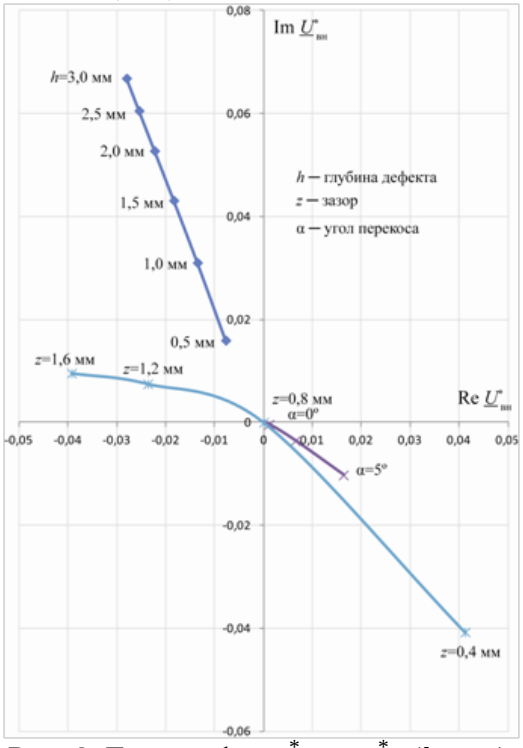


Рис. 8. Годографы $\underline{U}^*_{вн} = \underline{U}^*_{вн}(h, \alpha, z)$
рабочая частота f = 15 кГц

Анализ полученных зависимостей H_z и $\Delta\underline{\boldsymbol{H}}_{зд}$ показывает, что в зоне y = 4…6 мм $\boldsymbol{H}_z$ изменяется несущественно, $\Delta\underline{\boldsymbol{H}}_{зд}$ при y = 4 мм изменяет знак фазы и мало изменяется в диапазоне y = 6…10 мм. Отмеченная закономерность позволила при дифференциальном включении рабочей и компенсационной катушек подавить влияние неинформативной части напряжения и при этом не ослабить, а усилить влияние дефекта. Усиление сигнала от дефекта при использовании компенсационной обмотки объясняется тем, что в зонах размещения измерительной (y = 0…2 мм) и компенсационной (y = 6…10 мм) соответствующие комплексы $\Delta\underline{\boldsymbol{H}}_{зд}$ находятся почти в противофазе. В тоже время изменения $\underline{\boldsymbol{H}}_z$ при вариации мешающих факторов имеют близкую фазу.

На рис. 8 приведены выходные характеристики ВТП с выбранными параметрами. Они имеют вид годографов $\underline{U}^*_{вн} = \underline{U}^*_{вн}(h, \alpha, z)$ и отражают изменение вносимого в ВТП напряже-

ния при вариации мешающих факторов (зазора и перекоса) и при воздействии дефекта. Анализ годографов показывает возможность отстройки сразу от двух мешающих факторов амплитудно-фазовым методом. Для его реализации необходим фазовый сдвиг между векторами, соответствующими информативному параметру и влияющему фактору. Для одновременной отстройки сразу от двух мешающих факторов необходимо добиться коллинеарности векторов соответствующих им приращений вносимого напряжения ВТП. Из приведенных годографов видно, что векторы приращения напряжения $\Delta\underline{U}^*_д$ и $\Delta\underline{U}^*_п$ под влиянием дефекта и перекоса по фазе изменяются незначительно, а фаза $\Delta\underline{U}^*_z$ имеет перегиб. Однако на рабочем участке изменения рабочего зазора 0,9…1,2 мм изменения фазы $\Delta\underline{U}^*_z$ незначительны.

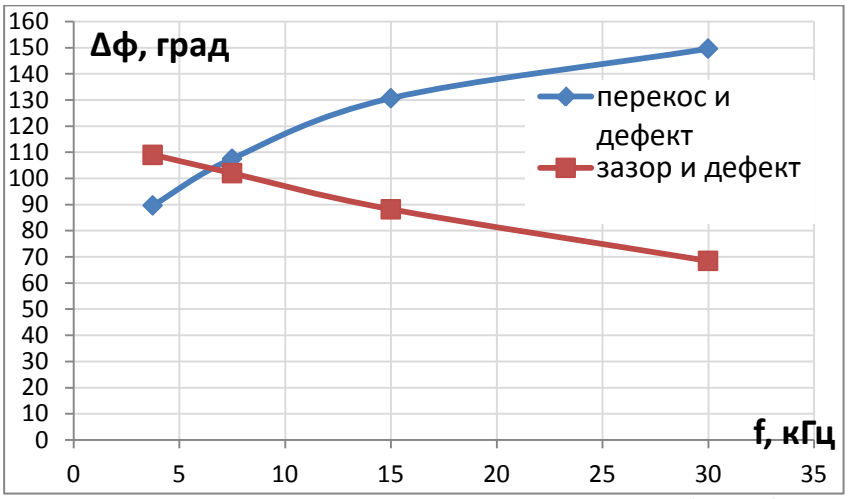


Рис. 9. Изменение сдвига фаз между приращения $\Delta\underline{U}^*_д$, $\Delta\underline{U}^*_п$ и $\Delta\underline{U}^*_z$ в зависимости от частоты

Как известно [4], при изменении рабочей частоты и электромагнитных свойств металла контролируемого объекта фазовые углы между векторами приращений $\underline{U}^*_{вн}$ под влиянием различных факторов изменяются. В связи с этим исследовались фазовые соотношения между $\Delta\underline{U}^*_д$, $\Delta\underline{U}^*_п$ и $\Delta\underline{U}^*_z$.

Результаты расчетов представлены на рис. 9. Они показывают, что для дефектоскопии тепловых канавок роторов оптимальна частота $f = 7$ кГц. На этой частоте вектора $\Delta\underline{U}^*_z$ и $\Delta\underline{U}^*_п$ коллинеарны и составляют с вектором $\Delta\underline{U}^*_д$ близкий к 80° угол. Это близко к оптимальному варианту, при котором выполняется ортогональность векторов подавляемого и измеряемого сигналов.

Предложенный подход эффективно использовался при разработке и других специализированных вихретоковых преобразователей, в частности, для дефектоскопии резьбовых соединений и галтельных переходов в тележках железнодорожных вагонов.

Список литературы

1. Неразрушающий контроль: Справочник в 8 томах. Т. 2. / Под ред. В.В. Клюева. М.: Машиностроение, 2006.
2. Увеличение ресурса длительно работающих паровых турбин / В.Ф. Резинских, В.И. Гладштейн, Г.Д. Авруцкий. М.: Издательский дом МЭИ, 2007.296 с.
3. Инструкция по продлению срока эксплуатации паровых турбин сверх паркового ресурса СО 153-34.17.440-2003. Москва: ОАО «НТЦ «Промышленная безопасность». 2008.
4. Федосенко Ю.К., Шкатов П.Н., Ефимов А.Г. Вихретоковый контроль. М.: Издательский дом «Спектр», 2011. 224 с.

АВТОРСКИЙ УКАЗАТЕЛЬ

А

Албагачиев А.Ю. 26, 30, 35, 41, 49, 56, 163
Албагачиев Д.А. 345, 365
Александров С.Е. 277
Алимов М. А. 190
Андрущенко В.А. 60
Арзыбаев А.М. 67
Асланян И.Р. 71
Асташев В.К. 77
Атаманов М.В. 84
Афонин А.Н 223
Ахвердиев К.С. 90

Б

Базров.Б.М. 95
Балахонцева Н. А. 157
Балыков А.В. 98
Беберина А.В. 320
Безносов А.В. 184
Безымянный В.А. 491
Бирюков В.П. 104, 109
Бовда А.М. 395
Бокова Т.А. 184
Большаков А.Н. 133
Бугров Ю. Н. 114, 120
Бурумкулов Ф.Х. 214
Бутенко В.И. 127
Буяновский И.А. 133
Бычков Н.Г. 255

В

Ваганов П.А. 255
Вайнер Л.Г. 139
Ванеев К.А. 90
Виноградов А.Н. 145
Воробьев Е.И. 151
Воронцов А. Л. 157, 163

Г

Ганиев Р.Ф. 11
Гасилов В.Ф. 481
Головешкин В.А. 60
Громаковский Д.Г. 173
Гурин В.Д. 437

Д

Денисов В.А. 214
Добрынин С.А. 178
Дроздов Ю.Н. 184
Дубравина А.А. 84
Думанский А.М. 190

Е

Егорушкин Е.А. 353
Елисов А.А. 512
Емаев И.И. 71
Енек М. 196
Ершов А. А. 202

З

Задорожний Р.Н. 214
Зеленский А.А. 208
Зык Е.Н. 365

И

Иванов В.И. 214
Иваночкин П.Г. 219
Игнатьева З.В. 133

К

Киричек А.В. 223
Клименко С.А. 228
Кононов Д.П. 234
Копейкина М.Ю. 228
Корендясев Г.К. 77
Костюков А.Ю. 214
Кочеров Е.П. 173
Кочешков И.В. 238
Кравченко Ю.В. 219
Красновский А.Н. 244
Кузьмин В.В. 295
Куценко Д.О. 517

Кушалиев Д.К. 145
Кушнир А.П. 26

Л

Лаврентьева М.А. 442
Лагунова Е.О. 90
Лебединский С.Г. 250
Левин И.С. 84
Левченко В.А. 133
Лепешкин А.Р. 255
Лизогуб В.А. 261
Ломова О.С. 268
Лялякин В.П. 272
Лямина Е.А. 277

М

Макаров В.А. 283, 289
Максимовский Д.Е. 295
Марченко Е.А. 84, 481
Матвеенко В.Н. 133
Махов К.А. 184
Меделяев И. А. 300
Мерзляков А.А. 305,406
Михеев А.В. 30, 35
Москвитин Г.В. 250
Мякушев К.В. 309, 315

Н

Надеждин И.В. 320
Никуличев И.В. 406

О

Окунькова А.А. 326

П

Павлов Б.И. 332
Панайоти В.А. 337
Панов А.А. 283
Пась О.В. 339
Плешаков В.В. 345, 353, 358, 365
Подольский А.В. 390
Преображенская Е.В. 202

Р

Рахмилевич Е.Г. 369
Родюков М.С. 517
Романов А.Н. 373, 378, 383
Рудычева Т.Ю. 395

С

Савкин А.И. 163
Савченко В.С. 390, 395
Сахаров А.В. 387
Семеренко Ю.А. 390, 395
Серебряков В. 196
Серков Н.А. 400, 406
Силин Л.В. 56
Симановский С.М. 345, 353, 358
Скворцов О.Б. 412
Скворчевский А.К. 151
Скибина Л.В. 390, 395
Смирнов С.Н. 390
Сорокина И.А. 268
Статников И.Н. 418
Сташенко В.И. 424
Столяров В.В. 427
Султан-заде Н.М. 163
Суслов А.Г. 433

Т

Табачникова Е.Д. 390, 395
Таршиков А.О. 309, 315
Терешин М.В. 437
Тихоновский М.А. 395
Ткаченко С.И. 173
Туманов Н.В. 442
Туркин М.В. 449
Тютяев Р.Е. 289

Ф

Филимонова Н.И. 378, 383, 455
Фирсов Г.И. 178, 418
Фишков А.А. 109
Фридберг А. М. 460

Х

Хасьянов У. 41, 49
Хасьянова Д.У. 41, 49
Холин Н.Н.
Хрущов М.М. 84, 475, 481

Ц

Цуканов И.Ю 487

Ч

Чаликов А.О. 491
Черненко П.И. 507
Чернышов С.Л. 19
Чумак П.И. 491
Чухланцев Е.С. 497

Ш

Шайхиев А.Р. 219
Шаталов Л.Н. 503
Шварцбург Л. 196
Шкатов П.Н. 507, 512, 517
Шустер Л.Ш. 71

Щ

Щенятский А.В. 497

Ю

Ющенко К.А. 390, 395

Я

Яковлева Е.И. 268
Яшков В.А. 56