

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 24

В двух томах

Том 1

Минск 2009

621.7

УДК 621.002 (082)

ББК 34.4

М 38

Сборник основан в 1976 году

Редакционная коллегия:

Б. М. Хрусталеv (председатель), Ф.И. Пантелеенко (зам. председателя),
Ф. А. Романюк (зам. председателя), П. П. Анципорович,
И. М. Бабук, И. Л. Баршай, А. И. Бачанцев (отв. секретарь),
Г. Я. Беляев, Ю. В. Василевич, В. А. Данилов, О. Г. Девойно,
Э. М. Дечко, С. А. Иващенко, М. М. Кане, В. М. Колешко,
А. И. Кочергин, М. И. Михайлов, Ж. А. Мрочек, В. И. Похабов,
А. Ф. Присевок, В. А. Сидоренко, А. Т. Скойбеда,
В. Л. Соломахо, Н. В. Спиридонов, В. И. Туромша,
А. В. Чигарев, В. К. Шелег, А. М. Якимович

Под общей редакцией Б. М. Хрусталева

Рецензенты:

доктор технических наук, профессор Н. Н. Понок,
доктор технических наук, профессор В. С. Ивашко

В сборнике представлены результаты исследований различных процессов механической обработки деталей и технологии их изготовления. Изложены новые принципы проектирования инструментов для обработки материалов, металлорежущих станков и другого технологического оборудования. Приведены результаты работ по электрофизическим и электрохимическим способам обработки. Представлены некоторые направления развития механики структур и материалов. Рассмотрены проблемы динамики и прочности машин. Изложены актуальные вопросы экономики и организации машиностроительного производства, инженерной педагогики и психологии.

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ	7
<i>Фролов И.С., Иващенко С.А., Мрочек Ж.А.</i> ТЕХНОЛОГИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ДЕТАЛЯХ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ	7
<i>Шелег В.В., Жиркевич Н.И.</i> ВАКУУМНАЯ СИСТЕМА ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ТОНКОПЛЕНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ	11
<i>Василенко А.Г., Колчанов Э.А.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ УПРОЧНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА НЕПРЕРЫВНЫМ ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ	14
<i>Шелег В.К., Войтех А.Ю., Беляев Г.Я., Синькевич Ю.В., Янковский И.Н.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ	18
<i>Мрочек Ж.А., Шадуя В.Л., Кожуро С.Л.</i> ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ	21
<i>Мрочек Ж.А., Харченко В.В.</i> ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ПРЕССОВАНИЕМ	23
<i>Беляева Г.И., Беляев Г.Я., Крушевский А.Е., Присевок А. Ф.</i> К РЕШЕНИЮ ЗАДАЧИ О СВОДОБРАЗОВАНИИ В ПИТАТЕЛЕ ПЛАЗМОТРОНА.....	28
<i>Спиридонов Н.В., Кураш В.В., Кудина А.В.</i> УПРОЧНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ УЛЬТРАЗВУКОМ	31
<i>Присевок А.Ф., Шелег В.К.</i> ЭЛЕКТРОДУГОВЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПЛАЗМЫ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ.....	34
<i>Соколов И.О., Спиридонов Н.В., Володько А.С.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ ПРИ ФРЕТТИНГ-КОРРОЗИИ.....	39
<i>Соколов И.О., Спиридонов Н.В., Пилецкая Л.И.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ВАЛОВ БУМАГОДЕЛАТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ.....	41
<i>Спиридонов Н.В., Соколов И.О., Беганский Д.А., Лукашевич О.Н.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СЕРОГО ЧУГУНА, УПРОЧНЕННОГО ЛАЗЕРНЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ	45
<i>Устинович Д.Ф.</i> ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА МАО АЛЮМОКСИДНОЙ КЕРАМИКИ	48
<i>Голубев В.С., Романчук И.А., Черникович В.Н.</i> МОДЕРНИЗАЦИЯ УСТАНОВКИ ВОЗДУШНО-ПЛАЗМЕННОЙ РЕЗКИ «КИЕВ-4М» ПОД ЗАДАЧИ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ	51
<i>Акулович Л.М., Миранович А. В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ НАПЛАВКОЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЭНЕРГИИ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ	54
<i>Дьяченко О.В., Кардаполова М.А., Василенко А.Г.</i> ВЫБОР КОМПОНЕНТОВ ДЛЯ ЛАЗЕРНОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВОЗМОЖНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОКРЫТИЯХ ИЗ САМОФЛЮСУЮЩИХСЯ ПОРОШКОВ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА.	59

<i>Кобяков О.С., Кардаполова М.А., Королева А.Н.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНОЙ И ПРОЧНОСТНОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ ЗОН ЛАЗЕРНОГО ТЕРМОУПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА ВЧ50	65
<i>Леванцевич М.А., Максимченко Н.Н., Присевок А.Ф.</i> ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ПЛАКИРОВАНИЯ ГИБКИМ ИНСТРУМЕНТОМ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ В НАПРАВЛЯЮЩИХ СКОЛЬЖЕНИЯ СТАНКОВ.....	69
<i>Благодарная В.М., Барборак О.</i> ОСОБЕННОСТИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ШВЕЙНЫХ ИГЛ.....	72
<i>Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Яцкевич О.К., Дубовик А.М., Федорук Г.Ф.</i> ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ, УПРОЧНЕННОГО КОМБИНИРОВАННЫМ СПОСОБОМ, НА ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ.....	75
<i>Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Яцкевич О.К., Ратько Е.Ф.</i> УПРОЧНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ КОМБИНИРОВАННЫМИ МЕТОДАМИ ОБРАБОТКИ.....	81
<i>Майборода В.С., Лебедев В.Я.</i> КИНЕМАТИКА ПРОЦЕССА МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН В УСЛОВИЯХ БОЛЬШИХ МАГНИТНЫХ ЗАЗОРОВ	85
<i>Басенок Г.С., Сидоренко В.А., Бачанцев А.И.</i> УЛЬТРАЗВУКОВАЯ УПРОЧНЯЮЩЕ-ЧИСТОВАЯ ОБРАБОТКА ВИНТОВЫХ ПРУЖИН.....	89
ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	92
<i>Бохан С.Г., Шкинъ Н.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБКАТЫВАНИИ РОЛИКОМ.....	92
<i>Шелег В.К., Присевок А.Ф., Куптель В.Г.</i> ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ – ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ОБРАБОТКИ ВЫСОКОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ	96
<i>Шелег В.К., Присевок А.Ф., Клавсутъ П.Н.</i> ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ФРЕЗЕРНАЯ ОБРАБОТКА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОСНАСТКИ	99
<i>Баршай И.Л., Бирич А.В., Гончаров С.П., Скробот Е.Ф.</i> МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ФОРМИРОВАНИЕ НАКЛЕПА ЗАГОТОВОК ИЗ ЧУГУНОВ	103
<i>Баршай И.Л., Яцко Т.С.</i> ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ НА ФОРМИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗАГОТОВОК ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ.....	106
<i>Шатуров Д. Г., Мрочек Ж. А., Жолобов А. А.</i> ОЦЕНКА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ШТОКОВ ГИДРОЦИЛИНДРОВ.....	110
<i>Кане М.М., Иванов Б.В., Медведев А.И.</i> АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ШЕВИНГОВАНИИ.....	114
<i>Кривко Г.П.</i> ВЛИЯНИЕ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ НА СТРУКТУРУ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ	117
<i>Кривко Г.П., Черей Д.А.</i> ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА СУПЕРФИНИШИРОВАНИЯ БОЧКООБРАЗНЫХ РОЛИКОВ ДВУХРЯДНЫХ РОЛИКОВЫХ СФЕРИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ ..	125

<i>Благодарный В.М., Джачовский Ф.</i> ПРОИЗВОДИТЕЛЬНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МЕЛКОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.....	131
МЕХАНИКА СТРУКТУР И МАТЕРИАЛОВ	135
<i>Ботогова М.Г</i> УРАВНЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТНЫХ ОБОЛОЧЕК.	135
<i>Чигарев А.В., Шукевич Т.В., Ручан М.В., Пронкевич С.А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В МЕСТАХ СИЛОВОГО КОНТАКТА	139
<i>Пронкевич С.А., Ручан М.В., Шукевич Т.В.</i> ПРИМЕНЕНИЕ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОГО ПАКЕТА ANSYS ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ УСТАЛОСТНОГО АНАЛИЗА ДЕТАЛЕЙ МАШИН	142
<i>Чигарев А.В., Ручан М.В., Шукевич Т.В., Пронкевич С.А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ВНЕШНЕГО ЗУБЧАТОГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ ИНЖЕНЕРНОГО ПАКЕТА ANSYS.....	145
<i>Невзорова А.Б., Матусевич В.О., Врублевский В.Б.</i> ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ УСКОРЕННОЙ СУШКИ ДРЕВЕСНЫХ ЗАГОТОВОК	147
<i>Дашковский В.А., Врублевская В.И.</i> АНТИФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ ПОЛИМЕРОВ.....	149
<i>Чигарев А.В., Орловская А.А.</i> ПЕРЕМЕЩЕНИЯ В УПРУГОМ ПОЛУПРОСТРАНСТВЕ ПРИ ДВИЖЕНИИ НАГРУЗКИ ПО БАЛКЕ, ЛЕЖАЩЕЙ НА УПРУГОМ ОСНОВАНИИ.....	151
<i>Бурейко В.В.</i> ЗАВИСИМОСТЬ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ТИТАНА ОТ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ДЕФОРМАЦИИ.....	156
<i>Чигарева О.А., Беляцкая Л.Н.</i> ВОЛНОВАЯ ДИНАМИКА КРУГЛОЙ ПРИПОВЕРХНОСТНОЙ ТРЕЩИНЫ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ВИБРАЦИИ	157
<i>Мелешко И.Н, Чигарев А.В.</i> ДЕФОРМАЦИЯ КРУГОВОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ НЕССИМЕТРИЧНЫХ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЯХ.....	161
<i>Чигарев А.В., Мальцев А.Г., Мальцев И.А.</i> ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ НАНОТРУБОК ПРИ ЛАЗЕРНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ	166
<i>Якубовский А.Ч., Петюшик Е.Е., Галуза И.М.</i> К ВОПРОСУ О МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВАХ ПРОНИЦАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОВОЛОКИ.....	172
<i>Якубовский А.Ч., Козловская В.М.</i> К ВОПРОСУ О ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОРИСТЫХ ПРОНИЦАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОВОЛОКИ В КОНСТРУКЦИЯХ ЗВУКОПОГЛОЩАЮЩИХ УСТРОЙСТВ	176
<i>Клус С. А., Куликов И. С.</i> НДС НЕРАВНОМЕРНО НАГРЕТОГО ПОЛОГО КОРОТКОГО ЦИЛИНДРА С УЧЕТОМ ТЕПЛОВОЙ И РАДИАЦИОННОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ.	178
<i>Хмелёв А.А., Бравков А.А.</i> УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ ДИОГРАММ ХРУПКОВЯЗКОГО СОСТОЯНИЯ СТАЛИ	181
<i>Ширвель П.И., Куликов И.С.</i> О НЕОСЕСИММЕТРИЧНОМ НДС НЕРАВНОМЕРНО НАГРЕТОГО ДЛИННОГО СПЛОШНОГО ЦИЛИНДРА, ПОДВЕРЖЕННОГО НЕЙТРОННОМУ ОБЛУЧЕНИЮ.....	184
<i>Ласковнев А. П., Марков Г. В.</i> НАСЫЩЕНИЕ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ЧАСТИЦАМИ ГРАФИТА.....	190

<i>Ласковнев А.П., Покровский А.И., Хроль И.Н.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ ЧУГУНА ПОСЛЕ ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ	191
<i>Василевич Ю.В., Неумержицкий В.В., Неумержицкая Е.Ю., Язневич А.М.</i> ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ОБЩИХ ФОРМУЛ ТЕОРИИ УПРУГОСТИ ДЛЯ РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТРЕХМЕРНЫХ АНИЗОТРОПНЫХ ТЕЛ	195
<i>Василевич Ю.В., Можаровский В.В., Неумержицкий В.В., Неумержицкая Е.Ю., Селивончик Е.В.</i> МЕТОД РАСЧЕТА ВОЛНОВЫХ ПОЛЕЙ В НЕОДНОРОДНОЙ УПРУГОЙ ТВЕРДОЙ СРЕДЕ	197
<i>Невзорова А.Б., Матусевич В.О., Врублевский В.Б.</i> ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ УСКОРЕННОЙ СУШКИ ДРЕВЕСНЫХ ЗАГОТОВОК.....	201
<i>Дашковский В.А., Врублевская В.И.</i> АНТИФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ ПОЛИМЕРОВ	203
РЕФЕРАТЫ	205

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ И ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ

УДК621.793.1

Фролов И.С., Иващенко С.А., Мрочек Ж.А.

ТЕХНОЛОГИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ДЕТАЛЯХ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь*

Беларусь Алюминий и его сплавы находят применение в различных отраслях промышленности. Более широкое внедрение алюминиевых сплавов сдерживается низкой твердостью и износостойкостью поверхностного слоя деталей, изготавливаемых из данных материалов. Указанные недостатки могут быть устранены путем создания на поверхности деталей упрочняющего защитного слоя [1]. К наиболее перспективным технологическим способам поверхностного упрочнения деталей следует отнести вакуумно-плазменный [2]. Однако процесс формирования вакуумно-плазменных защитных покрытий на поверхностях деталей из алюминия и его сплавов до настоящего времени не нашел широкого применения в промышленности из-за специфических свойств этих материалов (низкая температура плавления, высокий коэффициент термического расширения, наличие устойчивой окисной пленки). Поэтому разработка технологии формирования вакуумно-плазменных покрытий на деталях из алюминиевых сплавов является актуальной.

Сущность вакуумно-плазменного способа формирования покрытий заключается в том, что генерация плазменного потока обеспечивается за счет эрозии одного из электродов в вакуумной электрической дуге. При этом имеет место самогенерация, т.е. среда, необходимая для поддержания разряда, возникает вследствие испарения материала электрода, и дуга горит в его парах. Процесс испарения сопровождается интенсивной ионизацией, степень которой зависит от материала эродирующего электрода, и может составлять от 12...15% для легкоплавких металлов до 50...100% для тугоплавких металлов. Такая высокая степень ионизации позволяет управлять потоком, во-первых, на стадии его ускорения (например, использование криволинейных плазмодов или магнитных островков позволяет полностью избавиться от микрокапельной фазы в потоке) и, во-вторых, на стадии его конденсации. Процесс взаимодействия потока с основой сводится к протеканию взаимосвязанных физических процессов конденсации, внедрения в поверхность и распыления.

К достоинствам способа следует отнести универсальность, позволяющую использовать основы из различных по физико-механическим свойствам материалов высокие энергии частиц, обеспечивающие необходимую адгезию покрытий; сравнительно низкие температуры процесса и возможность их регулировки, в том числе за счет импульсного режима работы испарителей; достаточно высокую производительность способа; простоту оборудования и возможность получения композиционных покрытий без его переналадки.

Для деталей из алюминиевых сплавов была разработана технология формирования покрытий, которая учитывает их особенности и в общем случае включает следующие этапы: предварительную подготовку поверхности; установку детали в вакуумной камере; откачку вакуумной камеры; очистку ионами инертных газов; очистку ионами материала катода; конденсацию покрытия. Этап конденсации покрытия в свою очередь состоит из нанесения подслоя титана, переходного и рабочего слоев покрытия.

Предварительная подготовка поверхности. Включает механическое шлифование и полирование на известных для алюминиевых сплавов режимах обработки [3]. Целью данного этапа является обеспечение шероховатости поверхности не выше Ra 1,25...0,63 мкм, так как при большей высоте микронеровностей не удастся обеспечить необходимое качество покрытий из-за преваляющего осаждения ионов металла на пики микронеровностей. Это, как правило, приводит к значительной неравномерности покрытия, вплоть до нарушения его сплошности, и большой пористости.

Возможно также в качестве завершающего этапа подготовки электроимпульсное полирование деталей из алюминия и его сплавов в водных растворах FeCl_3 и NH_4Cl [4].

После механической обработки производят очистку и обезжиривание деталей в моющих растворах на основе ПАВ с последующей промывкой в двух водах, например, холодной проточной и дистиллированной воде. Далее для удаления остатков влаги производится сушка деталей горячим воздухом в сушильном шкафу при температуре $60\text{...}150^\circ\text{C}$, а непосредственно перед установкой в вакуумную камеру протирка поверхностей безворсовой тканью, смоченной в спирте-ректификате.

Установка детали в вакуумной камере. Способ установки определяется формой и габаритными размерами деталей. Для установки мелкоразмерных деталей используются карусели, входящие в комплектацию вакуумных установок, которые обеспечивают планетарное движение деталей в процессе напыления. Для установки крупногабаритных деталей типа тел вращения рекомендуется использовать столики, обеспечивающие расположение детали по оси плазменного потока и кинематически связанные с вводом вращения вакуумной камеры, что обеспечивает вращательное движение детали в процессе напыления.

Установку длинномерных деталей типа направляющих рекомендуется производить по оси плазменного потока без вращения в процессе напыления, а необходимая равномерность покрытия в этом случае обеспечивается за счет специальных технологических приемов, которые, однако, имеют ряд существенных недостатков. Поэтому для достижения этой цели предлагается использовать непрозрачные экраны обтекаемой формы, находящиеся под потенциалом анода и устанавливаемые по оси испарителя на определенном от него расстоянии. Степень равномерности покрытия в этом случае регулируется изменением расстояния катод-экран и выбирается с учетом компромисса между производительностью и комплексом защитно-декоративных свойств покрытия.

Откачка вакуумной камеры. Производится до достижения необходимого вакуума (остаточного давления) в камере. Данный параметр зависит от конструкции и особенностей вакуумной установки. Для установки УРМЗ.279.048, например, рекомендуется производить откачку камеры до давления $(1\text{...}3)\times 10^{-3}$ Па.

Очистка ионами инертных газов. Этот этап не является обязательным во всех случаях. Его можно рекомендовать для деталей с тонкими стенками или малой площадью поверхности, а также с целью удаления дефектного поверхностного слоя (ионное полирование).

Режимы очистки: рабочий газ — аргон; ускоряющее напряжение $1,5\text{...}4$ кВ; ток основы 100 мА; ток соленоида $1,5\text{...}3$ А; давление в камере $(2,66\text{...}6,65)\times 10^{-2}$ Па; время обработки — $15\text{...}30$ мин. Оборудование — газовый источник ионов с холодным катодом типа «радикал».

Следует отметить, что процесс очистки ионами инертных газов характеризуется малыми температурами разогрева детали, что не позволяет полностью исключить из техпроцесса ионную бомбардировку, так как для качественной конденсации покрытия необходим разогрев поверхностного слоя детали до температуры не ниже $150\text{...}200^\circ\text{C}$ [5].

Очистка ионами материала катода. На данном этапе, называемом также ионной бомбардировкой, происходит окончательная очистка поверхности детали от различных загрязнений, снятие окисной пленки, активация поверхностного слоя, внедрение и диффундирование атомов титана в основу с образованием интерметаллических соединений и разогрев поверхностного слоя до необходимой температуры. Этот этап особенно важен для материалов с малой теплостойкостью, в том числе алюминиевых сплавов, так как с одной стороны необходимо разрушить окисную пленку и провести активацию поверхности, а с другой стороны не допустить перегрева детали, что повлечет за собой подплавление поверхностного слоя и потерю геометрической формы. Поэтому ионную бомбардировку деталей из алюминиевых сплавов рекомендуется проводить в импульсном режиме.

Для избежания перегрева деталей в процессе ионной бомбардировки предлагается использовать метод косвенного нагрева. Суть его заключается в том, что в вакуумной камере устанавливаются специальные термоэлементы, запитанные от внешнего источника тока. При этом нагрев деталей происходит за счет теплоизлучения элементов. Преимуществом данного метода является то, что разогрев деталей совмещается с откачкой вакуумной камеры и тем самым сокращается время цикла нанесения покрытия. Кроме того, исключается подплавление поверхности деталей вследствие концентрации теплового потока в тонком поверхностном слое. Применение метода косвенного нагрева позволяет полностью отказаться от ионной бомбардировки (при использовании газового источника ионов) или свести ее время к безопасному минимуму.

После очистки поверхности ионами материала катода может выдерживаться стабилизирующая пауза (5...20 с) для выравнивания температуры по сечению детали и охлаждения ее до 150 - 300°C. Это объясняется тем, что нанесение покрытия на деталь, нагретую до температуры более 300°C приводит к образованию значительных напряжений в покрытии из-за разности коэффициентов линейного расширения материалов детали и покрытия, а охлаждение детали ниже температуры 150°C приводит к ухудшению качества покрытия, так как снижается адгезия покрытия к основе.

Конденсация покрытия. На данном этапе технологического процесса первоначально производится нанесение подслоя титана. Это обеспечивает увеличение адгезионной прочности покрытия за счет образования переходного слоя вследствие частичной диффузии титана в основу и релаксацию внутренних напряжений при формировании покрытия. После нанесения адгезионного подслоя титана наносится переходной слой, представляющий собой смесь твердого раствора α -Ti и нитрида титана. Данный слой обеспечивает снижение внутренних напряжений и уменьшает вероятность образования поверхностных микротрещин в покрытии. Затем наносится наружный рабочий слой из нитрида титана стехиометрического состава. Общая толщина покрытия рекомендуется в пределах 8... 10 мкм.

Технологические режимы очистки поверхностей деталей из алюминиевых сплавов и нанесения покрытия TiN представлены в таблице 1. Времена, указанные в таблице, соответствуют напылению прямым потоком без вращения. При использовании вращения табличные значения следует увеличивать в 2... 2,5 раза.

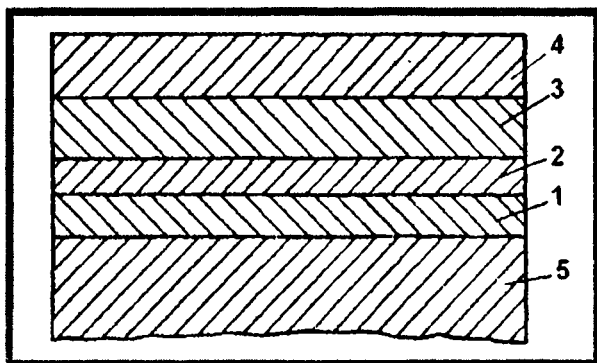


Рисунок- 1- Схема многослойного покрытия для деталей из алюминиевых сплавов: 1 - адгезионный слой; 2 -промежуточный слой; 3 - рабочий слой; 4 - внешний слой из углеродной алмазоподобной пленки; 5 - основа

Для деталей, из алюминиевых сплавов разработано многослойное покрытие (рис. 1), включающее в зависимости от функционального назначения детали три или четыре слоя.

Таблица 1. Режимы нанесения покрытий на детали из алюминиевых сплавов

Режимы нанесения покрытия	Этапы формирования покрытия			
	Ионная очистка	Адгезионный подслой Ti	Переходной слой α -Ti + TiN	Рабочий слой TiN
Давление в рабочей камере P, Па	(1...3) $\times 10^{-3}$	(1...3) $\times 10^{-3}$	(1...7) $\times 10^{-2}$	(7...9) $\times 10^{-2}$
Ток дугового испарителя I, А	50-130	70-100	70-100	70-100
Напряжение на основе U, В	600-1500	50-100	50-100	50-150
Режим и время проведения операции	Импульсно 40-90 с	Непрерывно 2-3 мин	Непрерывно 2-3 мин	Импульсно 40-50 мин или непрерывно 20-25 мин

Трехслойное покрытие включает адгезионный слой из тугоплавкого металла 1, промежуточный слой из смеси тугоплавкого соединения 2 и рабочий слой из металлоподобного тугоплавкого соединения 3, нанесенных на основу 5, при этом толщины адгезионного и промежуточного слоев определяются выражениями:

$$d_1 = \left(\frac{1}{18} - \frac{4}{5} \right) d_3, \quad d_2 = \left(\frac{1}{18} - \frac{5}{4} \right) d_3,$$

$$d_1, d_2 \leq 5 \text{ мкм},$$

где d_1 - толщина адгезионного слоя, мкм;
 d_2 - толщина промежуточного слоя, мкм;
 d_3 - толщина рабочего слоя, мкм,

а материалы адгезионного, промежуточного и рабочего слоев должны удовлетворять соотношению

$$H_1 < H_2 < H_3,$$

где H_1 - микротвердость материала адгезионного слоя, МПа;
 H_2 - микротвердость материала промежуточного слоя, МПа;
 H_3 - микротвердость материала рабочего слоя, МПа.

Применение адгезионного слоя, состоящего из одного или нескольких металлов (титана, циркония, хрома, молибдена, гафния, вольфрама, тантала, ванадия или ниобия) дает возможность улучшить адгезию наносимого покрытия к основе, так как межъядерные расстояния у данных металлов и алюминиевой основы очень близки, и данные металлы легко диффундируют в алюминий.

Промежуточный слой, состоящий из смеси, одного или нескольких металлов с их металлоподобными тугоплавкими соединениями, является переходным слоем, дающим постепенность изменения свойств покрытия от слоя чистого металла или смеси металлов до наружного рабочего слоя из металлоподобного тугоплавкого соединения или смеси металлоподобных тугоплавких соединений.

Наружный рабочий слой из металлоподобного тугоплавкого соединения или смеси нескольких металлоподобных тугоплавких соединений выполняет свое назначение как износостойкое и антифрикционное покрытие при нанесении его на алюминиевую основу с температурой не более 300°C, и при наличии в покрытии адгезионного и промежуточного слоев. Величина этих слоев ограничена 5 мкм, так как этого достаточно для выполнения их функционального назначения, а нанесение слоев толщиной более 5 мкм ведет к снижению производительности процесса из-за увеличения времени напыления, а также к ухудшению качества покрытия за счет образования значительных остаточных напряжений в слое. При этом толщина адгезионного и промежуточного слоев не должна превышать 5/4 толщины рабочего слоя, чтобы антифрикционные свойства всего покрытия соответствовали свойствам рабочего слоя. При толщине этих слоев менее 1/18 толщины рабочего слоя резко ухудшается износостойкость покрытия из-за уменьшения демпфирующих свойств адгезионного и промежуточного слоев.

При высоких требованиях к твердости и несущей способности поверхностного слоя используется четырехслойное покрытие, которое состоит из адгезионного слоя 1, промежуточного слоя 2 из смеси тугоплавкого металла и его металлоподобного соединения, рабочего слоя 3 из металлоподобного тугоплавкого соединения и внешнего слоя 4 из алмазоподобной углеродной пленки, толщина которого определяется из выражения:

$$d_4 = \left(\frac{1}{18} - \frac{5}{4} \right) d_3,$$

где d_3, d_4 (мкм) - толщина рабочего и дополнительного слоев соответственно.

Причем после осаждения рабочего слоя его подвергают бомбардировке ионами инертного газа, после чего на него осаждают дополнительный слой из углеродной алмазоподобной пленки. В этом случае достигается хорошая адгезия внешнего слоя с рабочим слоем и снижается шероховатость поверхности. Нанесение углеродной алмазоподобной пленки производится путем осаждения углерода из низкотемпературной плазмы, когда высокие давления и температура, необходимые для образования алмазной структуры, достигаются при столкновении с основой ионов углерода, обладающих высокой кинетической энергией. Наличие на основе слоя тугоплавкого металлоподобного соединения позволяет увеличить прочность сцепления покрытия с основой, поскольку непосредственное нанесение углеродной алмазоподобной пленки на алюминиевую основу менее эффективно по следующим причинам:

- несоизмеримость размеров радиусов атомов алюминия и углерода (соответственно 0,143 и 0,077 нм), поэтому на алюминиевую основу первоначально наносится адгезионный слой, например, слой титана у которого радиус атома равен 0,147 нм;
- углерод не образует с алюминием твердого раствора и химического соединения, что затрудняет процесс диффузии атомов материала покрытия в основу при нанесении углеродной алмазоподобной пленки на алюминий. Нанесение этой пленки на рабочий слой из тугоплавкого металлоподобного соединения, (карбид, нитрид и т. п.), имеющего химиче-

ское сродство с углеродом, обеспечивает качественное нанесение углеродной алмазоподобной пленки.

Кроме того, наличие на алюминиевой основе промежуточных слоев, позволяет осуществить переход от мягкой основы к сверхтвердому внешнему слою из углеродной алмазоподобной пленки. Это увеличивает жесткость и адгезию пленки к основе за счет демпфирующих свойств многослойного покрытия и более благоприятного распределения напряжений по сечению покрытия.

Осаждение внешнего слоя из углеродной алмазоподобной пленки на основу из алюминия и ранее нанесенные слои, обеспечивает получение твердости поверхностного слоя детали порядка 10000 МПа при высокой адгезии и хороших эксплуатационных свойствах покрытия.

Таким образом, разработанная технология и конструкции многослойных покрытий обеспечивают формирование качественных вакуумно-плазменных покрытий на деталях из алюминия и его сплавов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Спиридонов Н.В., Кобяков О.С., Куприянов И.Л. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин. – Мн.: Высшая школа, 1988. – с. 2. Эксплуатационные характеристики тонкопленочных покрытий на немагнитных деталях/ С.А. Иващенко, А.М. Самаль, В.И. Плахотнюк и др.// Машиностроение. – Мн., 1988. - Вып. 13. – С. 81-86. 3. Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 4. Исследование и внедрение технологии электролитно-гшазменной обработки конструкционных сталей и алюминия: Отчет о НИР (заключит.) / Бел. политехн. ин-т; Рук. В.К. Станишевский; № 01.88.0014649. — Мн., 1990. — 68 с. 5. Волин Э.М., Суворов И.С., Булычев Г.Т. Нанесение ионно-плазменных износостойких покрытий на деформирующий инструмент // Современное электротермическое оборудование для поверхностного упрочнения деталей машин и инструментов: Тез. докл. 1-го Всесоюзного науч.-технич. симпозиума, Саратов, 30 мая-3 июня 1988 г. — М.: Информэлектро, 1988. — С. 27-28.

УДК 621

Шелез В.В., Журкевич Н.И.

ВАКУУМНАЯ СИСТЕМА ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ТОНКОПЛЕНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

*Сморгонский завод оптического станкостроения Сморгонь,
Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

До настоящего времени оборудованием, способным наносить функциональные покрытия на основе Ti (и его соединений с азотом и углеродом) и тетраэдрического аморфного углерода, являлось вакуумная установка УВНИПА-1-001. Для данной вакуумной установки характерны следующие недостатки, а именно:

- маленькая зона нанесения углеродного покрытия (не более 60 мм);
- углеродное покрытие наносится на прямом потоке без сепарации;
- крайне низкая надежность работы углеродного источника;
- маленький запас материала графитового катода;
- возможность нанесения из стационарного дугового испарителя только одного покрытия.

Все вышеперечисленные недостатки устранены в предлагаемой системе.

Вакуумная система для нанесения комбинированных функциональных тонкопленочных покрытий на основе Ti (и его соединений с азотом и углеродом) и тетраэдрического аморфного углерода (рисунок 1) состоит из источника сепарированного по массам потока металлических ионов, низкоэнергетического ионного источника и источника сепарированного по массам потока ионов углерода. Для обработки поверхности образцов перед осаждением покрытия, а также для модификации пленки в процессе работы в систему введен низкоэнергетический (50 – 150 эВ) ион-

ный источник (АИДА). Ионный источник представляет собой вариант исполнения торцевого Холловского [1] ускорителя с прямонакальным катодом.

Источник сепарированного по массам потока металлических ионов состоит из:

- корпуса 2;
- электродуговых источников металлической плазмы 3 и 4;
- системы соленоидов 1,5,8,12;
- ловушек многоатомных ионов 6,7.

Электродуговые источники металлической плазмы 3 и 4 имеют собственные системы соленоидов для получения осевого магнитного поля. Эти системы состоят из трех независимо запитанных от источника постоянного тока соленоидов, что позволяет точнее подобрать режим работы источника для работы его в системе плазменного фильтра.

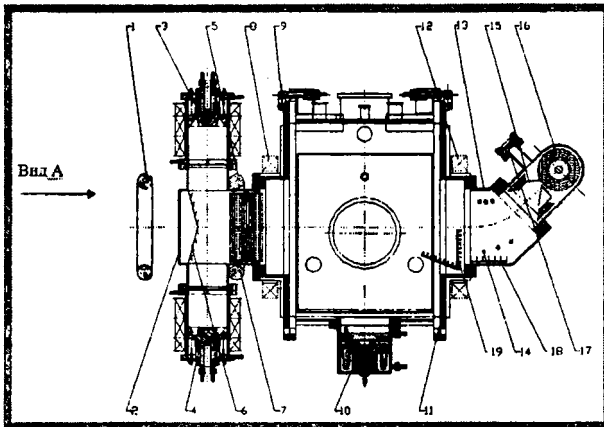


Рисунок 1 Вакуумная система для осаждения тонкопленочных комбинированных покрытий

Принцип работы плазменного фильтра состоит в замагничивании электронов плазмы в результате которого они начинают двигаться по направлению силовых линий магнитного поля, увлекая за собой «легкие» ионы за счет сил электрического взаимодействия. Новизна разработки состоит в конструкции плазменного фильтра, образованного несущими элементами вакуумной системы, электромагнитами (соленоидами) и механическими ловушками многоатомных «тяжелых» ионов.

Нужное направление магнитных силовых линий получается в результате суперпозиции полей соленоидов 1,5,8,12 и электромагнитных систем источников металлической плазмы 3 и 4. Соленоиды 1 и 5, также как и соленоиды 8 и 12, образуют системы, аналогичные катушкам Геймгольца [2] и создают в охватываемом пространстве магнитное поле перпендикулярное изначальному потоку плазмы и направленное внутрь камеры и к двери камеры, противоположной той на которую установлен плазменный фильтр. (Соленоиды не круглые, а вытянутые в вертикальной плоскости (рисунок 2), что уменьшает aberrации ионно-оптической системы) Электромагнитные системы источников металлических ионов создают внутри себя магнитное поле, которое радиально расходится за срезом магнитной системы. В результате сложения этих полей (рисунок 3) в любой точке внутри корпуса 2 вектор магнитной индукции направлен в сторону камеры установки, а при приближении к двери камеры, на которой установлен корпус, вектор магнитной индукции становится ортогональным плоскости двери.

Фильтры-ловушки предназначены, прежде всего, для исключения попадания «тяжелых» ионов в камеру установки за счет упругого столкновения со стенкой корпуса плазменного фильтра. В то же время они изолированы от корпуса и могут быть использованы для управления потоком плазмы путем подачи небольшого смещения относительно катодов источников металлической плазмы.

Источник сепарированного по массам потока ионов углерода (рисунок 1) состоит из:

- корпуса плазменного фильтра 13;
- отклоняющей катушки 14;
- фильтров-ловушек «тяжелых» ионов 18, 19;
- импульсного электродугового источника ионов 15, 16.

Импульсный дуговой источник имеет лазерную систему инициализации дугового разряда оснащенную устройством шагового перемещения точки фокусировки на поверхности катода на расстояние

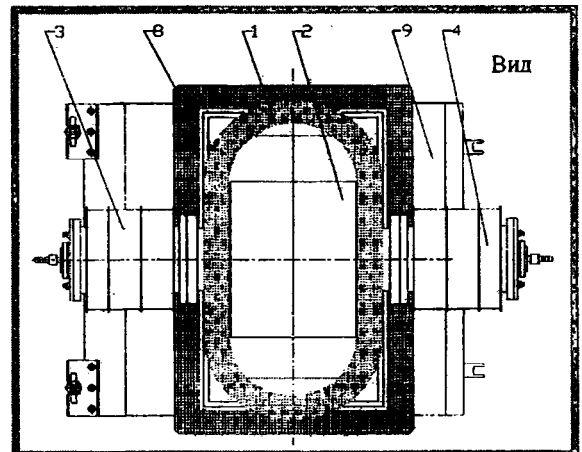


Рисунок -2- Вакуумная система для осаждения тонкопленочных комбинированных покрытий. Вид со стороны источника сепарированного потока металлических ионов

300 мм. Между катодом 16 (диаметр катода 140 мм, высота 320 мм) и анодом 15 источника, гальванически соединенных с накопителем электрической энергии – батареей конденсаторов емкостью 2000 мкФ, изначально создана разность потенциалов 300 – 320 В. Луч лазера направляется через оптический порт 17 и фокусируется на поверхности катода 16. Вследствие абляции повышается проводимость промежутка катод 16 – анод 15. По мере нарастания тока разряда на поверхности катода возникает катодное пятно (пятна) дугового разряда, ток разряда при этом лавинообразно возрастает. Из катодного пятна испаряется материал катода (углерод), при этом поток паров сильно ионизирован. Разряд имеет длительность около 10 мкс, длительность разряда определяется емкостью накопителя и суммой электрических сопротивлений разрядного промежутка и соединения накопитель – разрядный промежуток. По завершении разряда оптическая система лазерной инициализации за счет вертикального перемещения зеркала фокусирует импульс излучения в точке поверхности катода отстоящей на 1 мм от предыдущей. Цикл разряда повторяется.

Плазменный фильтр поворачивает плазменный поток на 45° и представляет собой систему вертикально расположенных проводников 14 (медные нити или трубки), изолированных от корпуса 13 плазменного фильтра и соединенных снаружи плазменного фильтра таким образом, чтобы получился изогнутый соленоид с прямоугольной формой витка. Питается соленоид током основного дугового разряда. Катод и анод источника гальванической связи с корпусом испарителя не имеют. Катод подключается к накопителю непосредственно, анод – через соленоид плазменного фильтра. На стенке корпуса плазменного фильтра, расположенной в прямой видимости катода размещен изолированный от корпуса фильтр-ловушка 18, 19 с развитой поверхностью для предотвращения попадания «тяжелых» частиц в камеру установки вследствие упругого столкновения со стенкой корпуса плазменного фильтра. Часть фильтра-ловушки 19 подвижна и может фиксироваться в пределах крайних положений указанных на рисунке, что позволяет регулировать долю «тяжелых» ионов в выходном потоке.

Новизна решения источника сепарированного по массам потока ионов углерода заключается в отказе от поворота плазменного потока на угол 90° так как в большом числе приложений глубокая сепарация потока ионов не требуется. Предложенная конструкция источника позволяет работать как на условно прямом потоке плазмы (условно - потому что в любом случае сепарация по массе ионов будет иметь место) практически без потери производительности, так и получать достаточно однородный по массе поток ионов углерода в камере системы, но с пониженной производительности. Это решение является компромиссным и ориентировано в основном на применение в промышленных вакуумных системах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вакуумная техника: Справочник/Е. С. Фролов, В. Е. Минайчев, А. Т. Александрова и др.; под общ ред. Е. С. Фролова, В. Е. Минайчева. — М.: Машиностроение, 1985. —360 с., ил. 2. Розанов Л.Н. Вакуумная техника: учебник для вузов. — М.: Высш. школа, 1982. —207 с., ил.

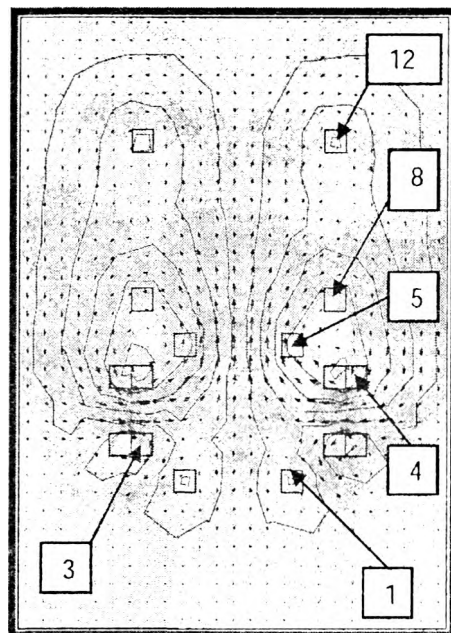


Рисунок 3 – Конфигурация магнитного поля в системе соленоидов плазменного фильтра. Номера позиций соответствуют рисунку 1

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ УПРОЧНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА НЕПРЕРЫВНЫМ ЛАЗЕРНЫМ ИЗЛУЧЕНИЕМ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Оптимальные режимы лазерного упрочнения твердых сплавов определили методом статистического планирования полного факторного эксперимента. В качестве функции отклика примем микротвердость H зоны воздействия излучения лазера. Основное влияние на H оказывают ско-

рость перемещения зоны нагрева V и плотность потока лазерного излучения q . Определение граничных значений этих факторов производилось на основе экспериментальных данных.

Результаты исследования по определению максимально-допустимой плотности мощности лазерного излучения при обработке различных марок твердых сплавов представлены в таблицах 1 и 2.

При увеличении плотности мощности лазерного излучения во время обработки твердого сплава ВК-8, при неизменной скорости перемещения лазерного луча по образцу, наблюдается сначала расплавление материала, а затем его растрескивание в зоне воздействия, особенно в приповерхностных слоях (табл. 1).

Таблица 1 Зависимость микротвердости поверхностного
слоя от плотности мощности лазерного излучения

Материал	Плотность мощности, Вт/м ²	Микротвердость, МПа	Состояние поверхности	Наличие трещин
ВК-8	Необработан.	15000	Исходная	-
ВК-8	$1 \cdot 10^8$	16000	Исходная	-
ВК-8	$3 \cdot 10^8$	18000	Исходная	-
ВК-8	$5 \cdot 10^8$	19000-20000	Расплав.	-
ВК-8	$1 \cdot 10^9$	21000	Расплав.	+
ВК-8	$2 \cdot 10^9$	21000-22000	Расплав.	+

Максимально достижимая плотность мощности при обработке лучом лазера сплава ВК-8 равняется $2 \cdot 10^9$ Вт/м², что соответствует максимально-достижимой плотности мощности, которую можно получить, используя имеющуюся фокусирующую лазерное излучение систему. Однако, из-за наличия большого количества трещин в зоне обработки, что, несомненно, отрицательно скажется на стойкости деталей и инструмента, максимальная плотность мощности не должна превышать значения $5 \cdot 10^8 - 7 \cdot 10^8$ Вт/м².

При обработке сплава Т15К6 наблюдается аналогичная закономерность при возрастании плотности мощности лазерного излучения (табл. 2).

Таблица 2. Изменение состояния поверхности и микротвердости
сплава Т15К6 от плотности мощности

Материал	Плотность мощности, Вт/м ²	Микротвердость, МПа	Состояние поверхности	Наличие трещин
Т15К6	Необработан.	14500		-
Т15К6	$1 \cdot 10^8$	15000-15500	Исходное	-
Т15К6	$3 \cdot 10^8$	18000	Исходное	-
Т15К6	$5 \cdot 10^8$	19500	Исходное	+
Т15К6	$1 \cdot 10^9$	20000-21000	Расплав.	++
Т15К6	$2 \cdot 10^9$	21000		++

Характер изменения микротвердости и состояния поверхности при обработке сплава Т15К6 существенно отличаются от сплава ВК8. В случае твердого сплава Т15К6 наблюдается растрескивание при более низких плотностях мощности, кроме того, при обработке на максимальных режимах, иногда, происходит даже разрушение образцов. Это объясняется, по видимому, наличием в составе твердого сплава Т15К6 карбида титана, что приводит к ухудшению теплопроводности, по сравнению со сплавом ВК-8, что в свою очередь вызывает более интенсивный нагрев при-

поверхностных слоев в зоне обработки. В результате возникают термонапряжения большой величины, которые могут превысить предел прочности самого материала, что и приводит к повышенному растрескиванию и даже разрушению образца.

Максимальная плотность мощности лазерного излучения, при обработке твердого сплава Т15К6, не должна превышать величины $3 \cdot 10^8 - 4 \cdot 10^8$ Вт/м².

Результаты по определению минимальной плотности мощности лазерного излучения при обработке лучом лазера твердых сплавов представлены в таблице 3.

Таблица 3. Зависимость микротвердости вольфрамо-содержащих твердых сплавов от плотности

Материал	Плотность мощности, Вт/м ²	Микротвердость, МПа
ВК-8	Необработан.	15000
ВК-8	$0,8 \cdot 10^8$	15000
ВК-8	$1,0 \cdot 10^8$	16000
ВК-8	$1,5 \cdot 10^8$	16500
ВК-8	$3 \cdot 10^8$	18000
Т15К6	Необработан.	14500
Т15К6	$0,8 \cdot 10^8$	14500
Т15К6	$1,0 \cdot 10^8$	15000-15500
Т15К6	$1,5 \cdot 10^8$	16000
Т15К6	$3 \cdot 10^8$	17500-18000

Минимальная плотность мощности, при которой еще наблюдается эффект упрочнения, для вольфрамосодержащих твердых сплавов марок ВК-8 и Т15К6 можно принять одинаковой и равной $1,0 \cdot 10^8$ Вт/м².

Проведение аналогичных исследований позволило определить интервалы варьирования скорости перемещения пятна нагрева V для обоих видов исследуемых твердых сплавов.

Для ВК-8 $V_{\max} = 0,02$ м/с,
 $V_{\min} = 0,007$ м/с.

Для Т15К6 $V_{\max} = 0,018$ м/с,
 $V_{\min} = 0,008$ м/с.

В результате основные факторы будет варьировать в пределах:

Для ВК-8 $0,007$ м/с $\leq X_1 \leq 0,02$ м/с
 $1,0 \cdot 10^8$ Вт/м² $\leq X_2 \leq 5,0 \cdot 10^8$ Вт/м²

Для Т15К6 $0,008$ м/с $\leq X_1 \leq 0,018$ м/с
 $1,0 \cdot 10^8$ Вт/м² $\leq X_2 \leq 3,0 \cdot 10^8$ Вт/м²

Микротвердость зоны упрочнения в соответствии с матрицей полного факторного эксперимента 2^2 будем определять в крайних точках, для чего проведем эксперименты при четырех режимах лазерной обработки. Число повторений опытов выберем равное 3.

Таблица 4. Матрица планирования ПФЭ с натуральными переменными для твердого сплава ВК-8

N	X_1 м/с	X_2 Вт/м ²	Y_1 МПа	Y_2 МПа	Y_3 МПа	Y_{cp} Мпа	S^2
1	0,007	$1,0 \cdot 10^8$	15500	16200	15800	15833	82222
2	0,02	$1,0 \cdot 10^8$	19500	19800	20000	19766	51200
3	0,007	$5,0 \cdot 10^8$	17000	16500	16700	16733	42222
4	0,02	$5,0 \cdot 10^8$	18600	19000	18400	18666	62000

Таблица 5. Матрица планирования ПФЭ с натуральными переменными для Т15К6

N	X_1 м/с	X_2 Вт/м ²	Y_1 МПа	Y_2 МПа	Y_3 МПа	Y_{cp} Мпа	S^2
1	0,008	$1,0 \cdot 10^8$	16000	15500	16200	15900	86666
2	0,018	$1,0 \cdot 10^8$	20000	19600	19500	19700	46666
3	0,008	$3,0 \cdot 10^8$	15800	16000	15500	15766	42222
4	0,018	$3,0 \cdot 10^8$	15000	16000	15300	15433	175556

Затем переходит от натуральных переменных X_1 и X_2 к переменным, выраженным в нормальном масштабе.

$$Z_i = \frac{X_i - X_{cp}}{m_i}, \quad (i=1,2,3), \quad (1)$$

где Z_i – значение фактора X_i в нормированном масштабе,

X_{cp} – среднее значение фактора X_i ,

m_i – интервал варьирования X_i относительно X_{cp} .

Из формулы верхнему уровню фактора соответствует, $Z_i = +1$, нижнему - $Z_i = -1$. Тогда матрица планирования ПФЭ примет вид (табл. 6):

Таблица 6. Матрица планирования ПФЭ с нормированными переменными для ВК-8

N	Z ₁	Z ₂	Y ₁	Y ₂	Y ₃	Y _{cp}	S ²	Y*	Y* _{cp}	S ^{*2}
1	-1	-1	15500	16200	15800	15833	82222	15833	15833	82222
2	+1	-1	19500	19800	20000	19766	51200	19766	1979	51200
3	-1	+1	17000	16500	16700	16733	42222	16733	16733	42222
4	+1	+1	18600	29000	28400	18666	62000	18666	18666	62000

Таблица 7. Для твердого сплава Т15К6

N	Z ₁	Z ₂	Y ₁	Y ₂	Y ₃	Y _{cp}	S ²	Y*	Y* _{cp}	S ^{*2}
1	-1	-1	16000	15500	16200	15900	86666	15900	15900	86666
2	+1	-1	20000	19600	19500	19700	46666	19700	19700	46666
3	-1	+1	15800	16000	15500	15766	42222	15766	15766	42222
4	+1	+1	15000	16000	15300	15433	175556	15433	15433	175556

Производим проверку стабильности опытов по критерию Кохрена (G). Вычислим среднее квадратичное отклонение по каждому опыту:

$$S^2 = \frac{\sum_{i=1}^m (y_i - y_{cp})^2}{m - 1},$$

где m – число повторений опытов.

Критерий Кохрена (G). опытный равен:

$$G_{\text{ЭО}} = \frac{m_4 \{S_1^2 \cdot S_2^2 \dots S_n^2\}}{S_1^2 + S_2^2 + \dots S_n^2};$$

Для твердого сплава ВК-8 $G_{\text{он}} = 0,346$

Для твердого сплава Т15К6 $G_{\text{он}} = 0,51$.

Табличный критерий Кохрена при уровне значимости $P = 0,05$ равен $G_{\text{табл}} = 0,6841$, т.е.:

$$G_{\text{табл}} > G_{\text{он}}.$$

Отсюда следует, что опыты стабильны.

Уравнение регрессии в нормированном масштабе имеет вид

$$y = B_0 + B_1 Z_1 + B_2 Z_2 + B_{12} Z_1 Z_2$$

Коэффициенты регрессии определяются по формулам

$$B_0 = \frac{\sum_{i=1}^m y_{cp.n}}{n},$$

$$B_i = \frac{\sum_{i=1}^m z_m y_{cp.n}}{n},$$

где n – номер опыта.

Подставив коэффициенты регрессий в уравнение получим:

Для ВК-8 $y = 17749,5 + 1466,5 Z_1 - 50 Z_2 - 500 Z_1 Z_2$

Для Т15К6 $y = 16999,4 + 866,75 Z_1 - 1100,25 Z_2 - 1033,25 Z_1 Z_2$.

Как видно из уравнений регрессии, судя по величине коэффициента регрессий и их знакам, наибольшее влияние на функцию отклика имеют:

для ВК-8 – скорость перемещения зоны нагрева,

для Т15К6 – как плотность мощности лазерного потока, так и скорость перемещения зоны нагрева.

Проверим несколько адекватно полученные уравнения регрессий описывают результаты опытов. Теоретические результаты y^* , рассчитанные по уравнениям регрессии занесены в таблицу 6. Рассчитаем среднее значение y_{cp}^* , между y_{cp} и y^* , вычислим среднее квадратичное отклонение между ними S^{*2} и проверим стабильность результатов по критерию Кохрена.

Теоретические результаты полностью совпали с экспериментальными (табл. 6) и значит результаты стабильны.

Произведен проверку адекватности модели по критерию Фишера (F_{1-p})

$$F_{1-p}(f_1, f_2) > \frac{S_1^2}{S_2^2},$$

где f_1, f_2 - число степеней свободы выборки y_{cp} и y^*

$$f_1 = f_2 = 15.$$

$$S_1^2 = \frac{1}{n-1} \left(\sum_{i=1}^n y_{cp} - \frac{(\sum_{i=1}^n y_{cp,i})^2}{n} \right),$$

$$S_2^2 = \frac{1}{n-1} \left(\sum_{i=1}^n y_i^* - \frac{(\sum_{i=1}^n y_i^*)^2}{n} \right).$$

Так как $y_{cp} = y_i^*$ (табл. 6), то $S_1^2 = S_2^2$ отношение $\frac{S_1^2}{S_2^2} = 1$.

Распределение Фишера равно $F_{1-p} = 9,3$ при уровне значимости $P = 0,05$ и числе степеней свободы $f_1 = f_2 = 3$. Отсюда $F_{1-p} > \frac{S_1^2}{S_2^2}$ и условие адекватности выполняется.

Перейдем теперь от нормированных переменных к натуральным, для чего в уравнения регрессии подставим вместо Z_1 и Z_2 их значения и приведем подобные. В результате получим уравнение функции отклика:

для ВК-8 – $y = 13916,25 + 6581,25X_1 + 2333,5X_2 - 4165 X_1X_2$

для Т15К6 – $9729 + 15407,25 X_1 + 6668,67 X_2 - 34407 X_1X_2$

Для нахождения максимума функции отклика исследует ее на экстремум внутри области определения параметров и на ее границе. Максимальное значение Y соответствует оптимальным режимам процесса упрочнения твердых сплавов.

Решение задачи оптимизации сводится к построению и исследованию системы уравнений вида:

$$\begin{cases} (dy/dx_1) = 0 \\ (dy/dx_2) = 0 \end{cases}$$

Продифференцировав уравнение регрессий получим

$$\begin{cases} 6581,25 - 4165X_2 = 0 \\ 2333,5 - 4165X_1 = 0 \end{cases}$$

Отсюда получим $X_1 = 0,56$ м/с
 $X_2 = 1,58 \cdot 10^8$ Вт/м².

Для Т15К6

$$\begin{cases} 15407,25 - 34407X_2 = 0 \\ 6668,67 - 34407X_1 = 0 \end{cases}$$

Отсюда получим $X_1 = 0,194 \text{ м/с}$

$$X_2 = 0,45 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^2$$

При этих значениях X_1 и X_2 функция отклика имеет минимум. Максимальное значение микротвердости будет при значениях X_1 и X_2 лежащих на границе области, а именно: $X_1 = V = 0,02 \text{ м/с}$, $X_2 = q = 5,0 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^2$ для сплава ВК-8 и $X_1 = 0,018 \text{ м/с}$ и $X_2 = 3,0 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^2$ для твердого сплава Т15К6.

Таким образом, методом статистического планирования полного факторного эксперимента получены следующие оптимальные режимы лазерной упрочняющей обработки твердосплавного инструмента.

Для твердого сплава ВК-8:

$$V = 0,02 \text{ м/с}, q = 5,0 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^2$$

При этом обеспечивается микротвердость порядка $H = 18500 - 19000 \text{ Мпа}$.

Для твердого сплава Т 15К6:

$$V = 0,018 \text{ м/с}, q = 3,0 \cdot 10^8 \text{ Вт/м}^2$$

При этом обеспечивается микротвердость

$$H = 18500-19000 \text{ Мпа}$$

УДК 621.923.7

Шелег В.К., Войтех А.Ю., Беляев Г.Я., Синькевич Ю.В., Янковский И.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОМ ПОЛИРОВАНИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Интенсивно развивающееся приборо- и машиностроение, постоянное повышение требований к качеству поверхности деталей, а также необходимость изготовления конкурентно способной продукции требуют применения высокоэффективных и высокопроизводительных методов обработки поверхности деталей. К таким методам относится электроимпульсное полирование (ЭИП), позволяющее достигать определенной топографии поверхности и обладающее рядом преимуществ по сравнению с другими методами финишной обработки поверхности [1].

Одной из основных геометрических характеристик качества поверхности, оказывающей значительное влияние на эксплуатационные показатели детали, является шероховатость поверхности. В настоящее время параметры шероховатости поверхности стандартизированы в международном масштабе. Их условно можно разделить на три группы [2]: высотные параметры, параметры расположения и смешанные параметры. Наиболее широкое распространение при проектировании и изготовлении деталей машин получили высотные параметры шероховатости: среднее арифметическое отклонение профиля от средней линии – Ra , высота неровностей микропрофиля по десяти точкам – Rz и наибольшая высота неровностей – $Rmax$.

В результате проведенных ранее исследований [3, 4] было установлено влияние режимов ЭИП на сглаживание шероховатости поверхности углеродистых конструкционных сталей. Анализ механизма ЭИП и имеющихся экспериментальных данных позволяет предположить, что основными факторами, влияющими на сглаживание и формирование микропрофиля поверхности коррозионностойких сталей, являются высота исходного микропрофиля, время обработки, химический состав и температура электролита. Целью настоящей работы было установление взаимосвязи режимов ЭИП с высотными параметрами шероховатости поверхности коррозионностойких сталей.

Для определения влияния времени обработки, концентрации и температуры электролита на изменение высотных параметров шероховатости поверхности был проведен комплексный эксперимент. В качестве объекта исследований была выбрана коррозионностойкая сталь 20Х13. ЭИП подвергались плоские образцы с размерами 40х20х3 мм. Исходная шероховатость образцов обеспечивалась шлифованием на плоскошлифовальном станке до уровня $Ra=1,4...0,53 \text{ мкм}$, который обычно задается в производственных условиях перед операцией полирования. При проведении

экспериментов время обработки выдерживалось с точностью ± 1 с, температура электролита изменялась в диапазоне $65 \dots 85$ °C с шагом 5 °C и поддерживалась с помощью термостата СЖМЛ – 19/2,5 – И1 с точностью ± 1 °C, колебание напряжения не превышало ± 5 В. По стандартной методике на профилографе-профилометре Talysurf-6 фирмы Taylor-Hobson (Англия) снимались профилограммы поверхности образцов и измерялись высотные параметры микропрофиля Ra , Rz и $Rmax$.

На первом этапе было исследовано влияние концентрации электролита на изменение высотных параметров шероховатости. В качестве критерия при оценке эффективности сглаживания было выбрано относительное сглаживание, которое рассчитывалось по формуле [5]:

$$\Delta Ra = \frac{Ra^{нач} - Ra^{кон}}{Ra^{нач}} \cdot 100\%,$$

где $Ra^{нач}$ – среднее арифметическое отклонение профиля исходной (необработанной) поверхности образца, мкм; $Ra^{кон}$ – среднее арифметическое отклонение профиля полированной в течение заданного времени поверхности образца, мкм.

На рисунке 1 представлено относительное сглаживание поверхности стали 20Х13 в зависимости от концентрации электролита и величины исходного микропрофиля.

Видно, что для различных значений $Ra^{нач}$ зависимости носят ярко выраженный экстремальный характер, а максимальное относительное сглаживание в обоих случаях достигается при 6 % концентрации электролита, которая нами использовалась при проведении последующих экспериментов.

На рисунке 2 приведено относительное сглаживание поверхности в зависимости от исходной шероховатости, времени обработки и температуры электролита.

На следующем этапе было исследовано влияние времени обработки и температуры электролита на изменение высотных параметров шероховатости поверхности. Полученные зависимости параметров Ra , Rz и $Rmax$ имеют одинаковый характер. На рисунке 3 представлено изменение параметра Ra при различной исходной шероховатости поверхности.

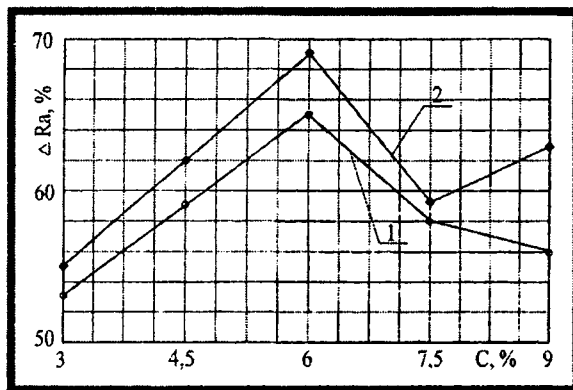


Рисунок 1 – Относительное сглаживание поверхности в зависимости от концентрации электролита $(NH_4)_2SO_4$, (время обработки 4 мин, $T_{эл} = 80$ °C)

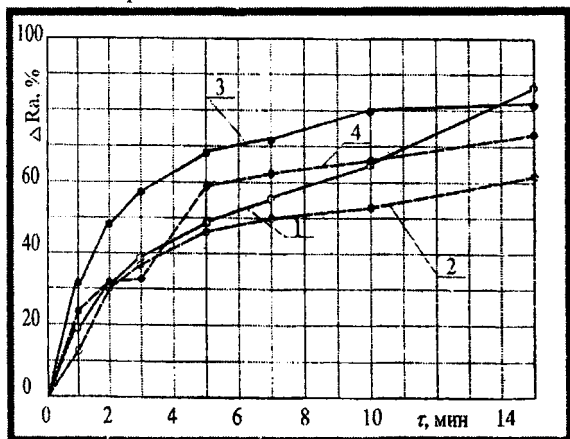


Рисунок 2 – Относительное сглаживание поверхности

- 1 – $Ra^{нач} = 1,1$ мкм, $T^{эл} = 65$ °C;
- 2 – $Ra^{нач} = 1,4$ мкм, $T^{эл} = 85$ °C;
- 3 – $Ra^{нач} = 0,53$ мкм, $T^{эл} = 65$ °C;
- 4 – $Ra^{нач} = 0,5$ мкм, $T^{эл} = 85$ °C

Из представленных результатов видно, что при одинаковой продолжительности ЭИП коррозионностойкой стали существенное влияние на сглаживание шероховатости поверхности оказывает величина исходного микропрофиля и температура электролита – чем больше величина исходного микропрофиля, тем заметнее влияние температуры электролита на сглаживание шероховатости поверхности.

Анализ зависимостей, представленных на рисунках 2, 3, показывает, что процесс ЭИП коррозионностойких сталей в зависимости от продолжительности обработки условно можно разделить на три периода:

1. Период интенсивного сглаживания продолжительностью до 2 мин. Он характеризуется резким снижением параметров Ra , Rz и $Rmax$.

2. Рабочий период (время обработки от 2 до 10...15 мин). Он характеризуется постепенным, прогнозируемым снижением шероховатости поверхности. К концу периода параметры Ra , Rz и

R_{max} достигают минимальных значений.

3. Период постоянной шероховатости (время обработки свыше 15 мин). Это период, в течение которого в основном происходит изменение линейных размеров детали, изменение же перечисленных параметров микропрофиля незначительно, а минимально достигаемый уровень шероховатости ограничивается микроструктурой обрабатываемого материала.

Математическая обработка полученных результатов показала, что изменение высотных параметров шероховатости R_a , R_z и R_{max} на участке до 15 мин для коррозионноустойчивых сталей носит экспоненциальный характер. Математическую модель описания данных параметров можно представить в следующем виде

$$P_{кон} = P_{нач} \cdot e^{-\tau k},$$

где $P_{кон}$ – конечное значение исследуемого параметра (R_a или R_z , R_{max}), мкм; $P_{нач}$ – исходное значение исследуемого параметра, мкм; τ – время обработки, мин; k – коэффициент, зависящий от температуры электролита.

Данная модель позволяет с высокой достоверностью прогнозировать изменение высотных параметров R_a , R_z или R_{max} в зависимости от режимов обработки, а также решать обратную задачу – зная $P_{кон}$ и $P_{нач}$, определять оптимальное время обработки по формуле

$$\tau = -\frac{1}{k} \cdot \ln \frac{P_{кон}}{P_{нач}}$$

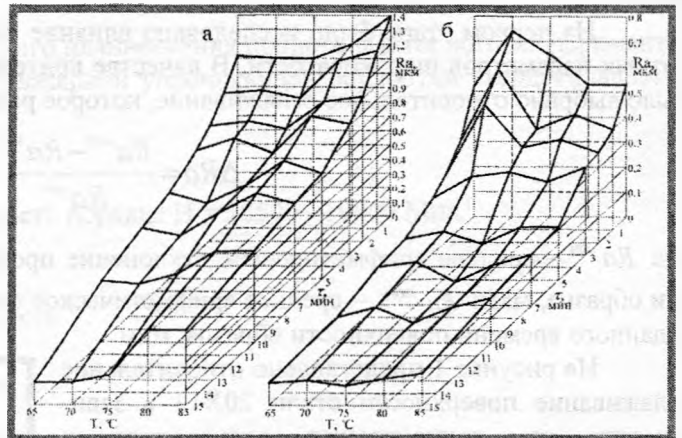


Рисунок 3 – Изменение параметра R_a при ЭИП

стали 20Х13: а – $R_a^{нач} = 1,1...1,4$ мкм;

б – $R_a^{нач} = 0,53...0,73$ мкм

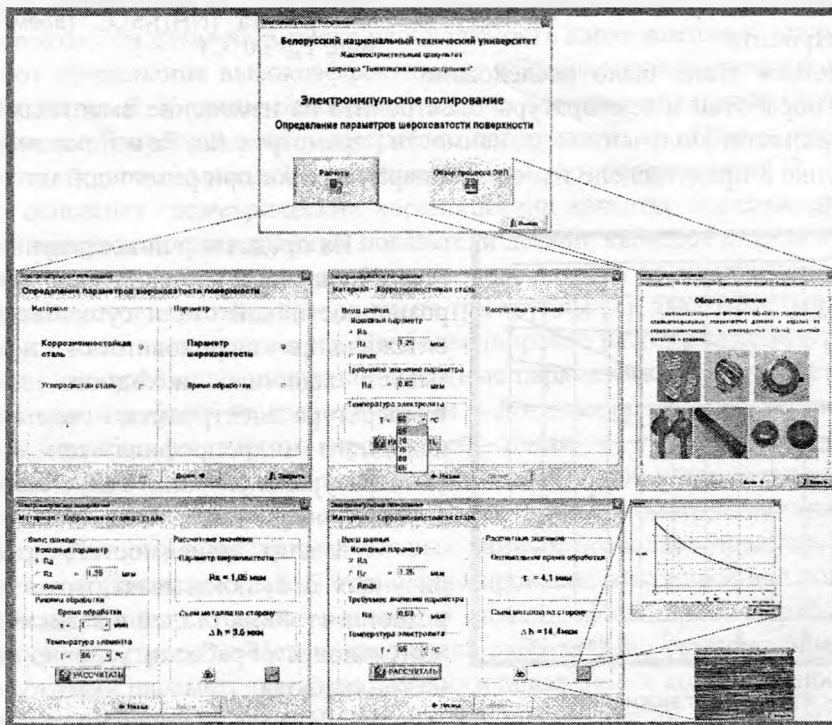


Рисунок 4 – Рабочие окна программы «Электроимпульсное полирование»

На основании полученных данных и результатов ранее проведенных исследований был впервые разработан алгоритм расчета высотных параметров микропрофиля при ЭИП с заранее известной величиной съема металла на сторону, на основании которого на языке Delphi написана программа «Электроимпульсное полирование». Основной особенностью программы является то,

что пользователь может в зависимости от поставленных перед операцией ЭИП задач, варьируя технологическими режимами обработки, с достаточно высокой точностью определить как величину съема металла на сторону, так и величину шероховатости поверхности после ЭИП. При этом пользователю предоставляется возможность вывода на экран фотоснимков поверхности после полирования, а также графических зависимостей изменения высотных параметров микропрофиля поверхности для заданных режимов ЭИП. Часть окон программы «Электроимпульсное полирование» представлено на рисунке 4.

В результате проведенных исследований установлено, что сглаживание шероховатости поверхности коррозионностойких сталей происходит в течение трех этапов. Определяющими факторами, влияющими на процесс сглаживания являются величина исходного микропрофиля, температура электролита и время обработки. Разработанная программа «Электроимпульсное полирование» позволяет в зависимости от режимов обработки с высокой достоверностью определять высотные параметры шероховатости поверхности и величину съема металла на сторону, что позволит более широко использовать метод ЭИП для обработки высокоточных деталей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Синькевич Ю.В. Электроимпульсное полирование деталей из коррозионностойких и углеродистых конструкционных сталей. Автореф. дис. канд. техн. наук. Мн.: БГПА, 1998. – 23 с. 2. H.Dagnall M.A. Exploring surface texture. – Great Britain.: Rank Taylor Hobson, 1980. – 170 p. 3. Синькевич Ю.В., Беляев Г.Я., Янковский И.Н., Войтех А.Ю. Исследование микропрофиля поверхности деталей из углеродистой конструкционной стали при электроимпульсном полировании // Машиностроение. – Мн., 2007. Вып. 22. – С. 12-18. 4. Синькевич Ю.В., Янковский И.Н. Обеспечение геометрических параметров качества поверхности электроимпульсным полированием // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2006. Вып. 32. – С. 200-206. 5. Грилихес С.Я. Электрохимическое и химическое полирование: Теория и практика. Влияние на свойства металлов. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. – 232 с.

УДК 621.791

Мрочек Ж.А., Шадуя В.Л., Кожуро С.Л.

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

При упрочнении и восстановлении поверхностей деталей машин электромагнитной наплавкой (ЭМН) [1] - последняя рассматривается как одна из промежуточных операций формообразования изделий с заданной формой, размерами и комплексом свойств. Обусловлено это тем, что поверхности после наплавки не обладают требуемыми параметрами, например, точностью размеров, шероховатостью поверхности и т.п., в связи с чем их подвергают механической обработке, особенности которой следующие:

- при обработке заготовки детали с покрытием возникает более сложное, чем при обработке компактного однородного материала, напряженно-деформационное состояние, связанное со структурой покрытий, а также возникновением термических напряжений вследствие разных коэффициентов термического расширения покрытия и основного материала;
- различные теплофизические свойства материалов покрытия и основы создают более сложную картину распространения тепловых потоков;
- строение слоя покрытия обуславливает трудность получения поверхностей высокого качества. Изнашивание инструмента в процессе обработки вызывает местные разрушения поверхности покрытия: вырывы частиц, появление царапин и прижигов.

При выборе метода и режима обработки покрытий, полученных ЭМН, важно оценить возможное влияние структуры на свойства материала покрытия и поверхности основы. Кроме того,

следует учитывать, что ЭМН обеспечивает получение толщины наплавленного слоя в пределах $0,2 < h < 0,6$ мм. Поэтому размерная механическая обработка покрытий зависит от соотношения допусков на размеры заготовки, детали и покрытия соответственно $\delta_{заг}$, $\delta_{дет}$, $\delta_{п}$. Возможны три случая: $\delta_{заг} > \delta_{дет}$ – при любых значениях $\delta_{п}$ покрытие подвергают размерной обработке; $\delta_{заг} = \delta_{дет}$ – покрытие подлежит размерной обработке; $\delta_{заг} > \delta_{дет}$ – при $\delta_{дет} - \delta_{заг} > \delta_{п}$ исключается размерная обработка покрытия, при $\delta_{дет} - \delta_{заг} < \delta_{п}$ – покрытие подвергают размерной обработке.

Известно, что способность материала поддаваться резанию принято называть обрабатываемостью. Единой универсальной характеристики обрабатываемости нет. Металл или сплав, обладающий хорошей обрабатываемостью с точки зрения уровня целесообразных скоростей, не всегда может обеспечивать требуемую шероховатость поверхности, так как при этом возникают слишком большие силы резания и наоборот. Кроме того необходимо учитывать, что оценка обрабатываемости имеет всегда относительный характер. Например, допускаемая скорость зависит не только от свойств обрабатываемого материала, но и от качества режущего инструмента. Шероховатость обрабатываемой поверхности тесно связана с геометрическими параметрами инструмента и с условиями резания, при изменении которых можно получить самые различные результаты.

Поскольку при ЭМН в покрытии наблюдаются неоднородные структура и химический состав, а также возможны колебания твердости и внутренние напряжения, то представляет интерес оценка износостойкости покрытий из различных ферропорошков, нанесенных ЭМН и обработанных различными способами механической обработки [2].

Изучение износостойкости покрытий проводили с использованием машины для испытаний материалов на трение и износ 2070 СМТ-1 линейным методом по схеме вал-колодка. Основа образцов – сталь 45, колодку изготавливали из чугуна. Измерения образцов проводили оптическим длинномером. Для ускорения процесса изнашивания использовали масляно-абразивную смесь (масло И-20 с добавками 2 % карбида бора с размерами зерен 4...5 мкм). Такие условия наиболее близки к реальным условиям эксплуатации соединений типа вал-подшипник скольжения сельскохозяйственных, транспортных и других машин, которые выходят из строя из-за абразивного изнашивания. Образцы после наплавки и финишной механической обработки прирабатывались с колодкой. Режим испытаний: скорость скольжения 1,2 м/с, удельная нагрузка 3,0 Мпа. Исходная шероховатость обрабатываемой поверхности $Ra=0,63$ мкм. Оценку износостойкости проводили по средней интенсивности изнашивания $I=W/h$, где W – линейный износ образца на диаметре, мкм; $h=\pi DN \cdot 10^{-6}$ – путь трения за время испытаний, км; D – номинальный диаметр образца, мм; N – общее число оборотов, совершенных образцом. В качестве эталона принимали сталь 45, закаленную с нагрева ТВЧ на глубину 1,2...1,6 мм до твердости 52...54 HRC. Температуру фрикционного разогрева не измеряли. Представленные значения интенсивностей изнашивания, моментов и коэффициентов трения получены как средние из пяти измерений (табл.).

Таблица. Износостойкость покрытий при различных методах механической обработки

Материал порошка	Параметры		
	Интенсивность изнашивания, мкм/	Момент трения, Нм	
		с маслом	без смазки
Шлифование			
Fe-2 %V	3,6	0,99	1,58
C-300	2,2	0,79	1,06
P6M5K5	2,1	0,73	0,87
Ферробор ФБ-3	2,8	0,93	1,10
Сталь 45 (эталон)	4,1	0,84	1,26
Полирование			
Fe-2 %V	3,3	0,98	1,60
C-300	2,1	0,79	1,04
P6M5K5	2,0	0,72	0,90
Ферробор ФБ-3	2,7	0,90	1,12
Сталь 45 (эталон)	4,0	0,82	1,29
Магнитно-абразивная обработка			
Fe-2 %V	2,9	0,98	1,62
C-300	1,8	0,77	1,05
P6M5K5	1,8	0,72	0,90
Ферробор ФБ-3	2,4	0,91	1,14
Сталь 45 (эталон)	3,8	0,82	1,30

Известно, что работоспособность поверхностного слоя в значительной степени определяется последовательностью технологических операций. В этом случае наблюдается технологическое наследование свойств, позволяющее обеспечить наилучшие выходные показатели поверхности. Анализировали три способа обработки покрытия: чистовое шлифование, полирование и магнитно-абразивную обработку. Анализ результатов исследований показывает, что износостойкость по сравнению с полированием и шлифованием увеличивается соответственно на 5...15 %; момент и коэффициент трения практически не меняются. Очевидно, что повышение износостойкости после магнитно-абразивной обработки связано с более благоприятным микрорельефом обработанной поверхности, имеющим стохастический характер, в отличие от полированной и шлифованной, у которых отдельные риски расположены в направлении скорости резания, а также с формированием в ходе магнитно-абразивной обработки более благоприятного напряженного состояния в поверхностных слоях образцов для испытаний.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ящерицын П.И., Забавский М.Т., Кожуро Л.М. и др. Алмазно-абразивная обработка и упрочнение изделий в магнитном поле. – Мн. : Наука и техника, 1988. 2. Сагарда Л.А., Чеповецкий И.Х., Мишнаевский П.П. Алмазно-абразивная обработка деталей машин. – Киев: Техника, 1974. – 176 с.

УДК 621.793.001.57:621.777.42

Мрочек Ж.А., Харченко В.В.

ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ ПРЕССОВАНИЕМ

*Белорусский Национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Для обеспечения получения качественной адгезии между материалами покрытия и основы и возможности изменения толщины наносимого покрытия разработана технология прессования [1]. Ее отличительная особенность от известных способов – это использование дополнительной радиальной подачи материала покрытия на поверхность основы вместо совместного с основным материалом ее соосного прессования.

Задача создания технологии получения покрытий прессованием, как и любой иной технологии, является задачей многопараметрической. С одной стороны ее решение включает рассмотрение технологических особенностей, связанных с конструкционными параметрами реализации процесса. Решение этой части задачи позволило установить, что наряду с качественной адгезией между материалами покрытия и основы и возможности изменения толщины наносимого покрытия в материале покрытия создаются деформации простого сдвига [1]. С другой стороны такое решение включает рассмотрение технологических особенностей, связанных с тепловым состоянием прессуемых материалов покрытия и основы. Эту задачу можно решать для каждой выбранной пары материалов покрытия и основы экспериментально [2], но можно, на основе имеющихся представлений и экспериментальных данных, разработать механизм, объясняющий принципы соединения материалов, и получить общие рекомендации, которые в значительной мере упрощают создание аналогичных технологий.

Известно, что для образования соединения кристаллических тел недостаточно их сближение на расстояние порядка параметра кристаллической решетки, а необходимо превышение определенного для каждого сочетания материалов энергетического порога [3]. Достижение такого порога может осуществляться за счет повышения температуры, пластического деформирования, приложения объемного дополнительного сжатия, предварительного наклепа и ионизирующего облучения.

Можно утверждать, учитывая необходимость достижения указанного порога при соединении материалов и возможность его достижения различными способами, что энергия соединяемых тел определяется такими ее составляющими, которые присущи макроскопическим (температура) и микроскопическим (энергия электрона) телам. Такие представления об энергии должны распро-

страняться и на молекулу, в качестве которой следует полагать и, например, наименьшие зерна металла, разрушение и образование которых происходит дискретно [4]. Однако эти представления не согласуются с представлениями о модели молекулы как конструкции из материи, состоящей из атомных ядер и электронной оболочки, созданной внешними валентными электронами атомов.

Использование модели молекулы (рис. 1), предполагающей взаимодействие всех электронов и ядер, соединяемых в молекулу атомов, как на стадии образования, так и дальнейшего ее существования [5], позволяет обосновать необходимость достижения указанного энергетического порога. Для рассматриваемого прессования создание такого порога осуществляется за счет использования энергии пластического деформирования, включающего два типа механического воздействия материалов покрытия и основы друг на друга, и нагрева соединяемых материалов до определенных температур.

Как доказательство необходимости превышения определенного энергетического порога для материалов кристаллических тел при образовании их соединения, так и решение поставленной задачи начнем с рассмотрения представлений об энергетических характеристиках атома и молекулы, поскольку эти представления должны согласовываться с представлениями о наличии некоторого энергетического порога, при котором возможно соединение и адгезия материалов.

Внутренняя энергия атома W_a характеризуется постоянной величиной W_{ion} , которая определяется как работа, затрачиваемая на его ионизацию, или как работа образования атома из положительного иона и электрона. Так как при достижении энергии атома W_{ion} он разрушается, т.е. атом теряет электрон и становится другой частицей (ионом), поэтому фактически внутренняя энергия атома определяется как

$$W_a = W_{ion} - \delta W, \quad (1)$$

где δW – бесконечно малая величина.

Удалить электрон из атома возможно как за счет изменения кинетической энергии движения электрона, так и за счет изменения потенциальных энергий взаимодействия электронов друг с другом и электронов и ядра. Таким образом, атом может рассматриваться как система частиц, доведение внутренней энергии которой при внешнем воздействии, предположим за счет столкновения с другим атомом, до энергии $W_a + \delta W$ приводит к ее разрушению.

Отметим также и еще одну из особенностей, возникающую при столкновении, например,

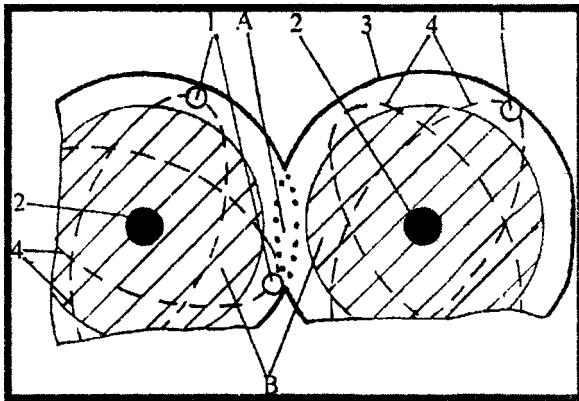


Рисунок 1 - Схема фрагмента молекулы вещества, образованной из одинаковых атомов с двумя внешними электронами: 1 – электрон; 2 – ядро; 3 – контур границы молекулы; 4 – вероятные траектории движения внешних электронов; А – зона, запрещенная для попадания электронов; В – область, в которой располагаются внутренние электроны атомов молекулы

атома с электроном. При таком взаимодействии общепринято полагать, что, так как масса электрона мала по сравнению с массой ядра, то движением последнего в процессе столкновения можно пренебречь [6]. Однако пренебрегать энергией, характеризующей такое даже весьма незначительное движение, нет оснований. Такое упрощение было бы пригодно только в том случае если бы заряд сталкивающегося с атомом электрона, был бы пренебрежимо мал по сравнению с отрицательным зарядом или зарядами внешней оболочки ядра. Поскольку это не так, то при приближении электрона к внешней оболочке атома на расстоянии, в частности, равные удаленности внешней электронной оболочки от ядра, возникают кулоновские силы, соразмерные с силой взаимодействия электронов этой оболочки с ядром и отталкивающие ее в направлении движения электрона. При этом предполагается, что движение атома и электрона происходят по прямой, соединяющей их центры масс, а влиянием внутренних

оболочек можно пренебречь. Тогда как кулоновское взаимодействие этого электрона с ядром атома будет вызывать его притяжение к электрону и движение, направленное в противоположную сторону движению внешней оболочки атома. Очевидно, что при таком взаимодействии энергия атома должна содержать составляющую энергии, характеризующую движение ядра и сопоставимую с иными слагаемыми энергии атома. При разрыве потенциальной связи внешнего электрона с

ядром кинетическая энергия ядра в указанных столкновениях будет максимальной. Аналогичные рассуждения можно провести и для сталкивающихся атомов.

Следовательно, можно утверждать, что экстремальные кинетические энергии электронов и ядра и потенциальные энергии их взаимодействия, которые не приводят к разрушению атома при его столкновениях, например, с электроном или другими атомами, определяются и равенством

$$W_a = W_{e\,kin} + W_{n\,kin} + |W_{pot}|, \quad (2)$$

где $W_{e\,kin}$ – суммарная кинетическая энергия электронов; $W_{n\,kin}$ – кинетическая энергия ядра, которая не равна нулю для возмущенных состояний атома; W_{pot} – суммарная потенциальная энергия взаимодействия между всеми частицами, входящими в атом, друг с другом [5]. Очевидно, что при указанных столкновениях нейтральность атома нарушается.

Молекула как нейтральная единая система электронов и ядер может создаваться из нейтральных атомов и разделяется на них. Так, например, при разрушении металла испарением от него отделяются в основном нейтральные атомы (пары большинства металлов частично состоят из ионов, количество которых может составить до 0,1% нейтральных испаренных атомов [7]). Тогда как дальнейшая конденсация паров этих атомов может вызывать образование кристалла (зерна), капли жидкости (при остывании превращающейся в кристалл) и одновременное образование зерен в жидком и твердом агрегатном состоянии, имеющих металлическую структуру. В силу этого нельзя полагать возможность разрушения атомов при их соединении. Принимая во внимание обоснованность (2), можем на основании закона сохранения энергии утверждать, что составляющие энергию атома претерпевают лишь изменения при образовании молекулы (для упрощения приводимых представлений не рассматривается часть энергии, определяющая кинетическую энергию движения атомов и молекулы соответственно до и после объединения атомов). Из этого следует, что ее внутренняя энергия W_m равняется сумме внутренних энергий N атомов, входящих в нее, т.е.

$$W_m = \sum_{i=1}^N W_a^i, \quad (3)$$

где W_a^i – энергия образования i -го атома молекулы, определяемая равенством (1) или (2).

Изменение составляющих энергию атомов при их соединении в молекулу и дальнейшее их нахождение в таком возмущенном состоянии должно обуславливать наличие ограниченного числа атомов в наименьшей молекуле, поскольку она должна быть нейтральной. При этом количество атомов N , входящих в такую молекулу, должно определяться из условия ее нейтральности, т.е. условия равенства нулю суммарной напряженности электрического поля, создаваемого всеми заряженными частицами образованной системы, на ее границе. При меньшем или большем числе атомов, чем N равенство нулю суммарной напряженности электрического поля на границе системы частиц должно не выполняться.

Для молекулы, например, образованной из одинаковых атомов, такие условия можно записать в виде:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^N [(\vec{E}_e)_i + (\vec{E}_n)_i] &= 0; \\ \sum_{i=1}^{N-1} [(\vec{E}_e)_i + (\vec{E}_n)_i] &\neq 0; \\ \sum_{i=1}^{N+1} [(\vec{E}_e)_i + (\vec{E}_n)_i] &\neq 0, \end{aligned} \quad (4)$$

где $(\vec{E}_e)_i$ и $(\vec{E}_n)_i$ – напряженности электрического поля, создаваемые соответственно электронами и ядром i -го атома, в рассматриваемой точке границы молекулы в выбранный произвольно момент времени. Причем аналогичные соотношения должны быть справедливы и для всех иных точек границы в этот момент времени.

В случае образования молекулы из атомов m различных химических элементов вхождение в нее того или иного их количества $N_1, N_2, N_3, \dots, N_m$ каждого из элементов определяется из

$$\sum_{i=1}^{N_1} [(\bar{E}_e)_i + (\bar{E}_n)_i] + \sum_{j=1}^{N_2} [(\bar{E}_e)_j + (\bar{E}_n)_j] + \sum_{k=1}^{N_3} [(\bar{E}_e)_k + (\bar{E}_n)_k] + \dots + \sum_{f=1}^{N_m} [(\bar{E}_e)_f + (\bar{E}_n)_f] = 0 \quad (5)$$

и 2m неравенств, например, таких как

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^{N_1-1} [(\bar{E}_e)_i + (\bar{E}_n)_i] + \sum_{j=1}^{N_2} [(\bar{E}_e)_j + (\bar{E}_n)_j] + \sum_{k=1}^{N_3} [(\bar{E}_e)_k + (\bar{E}_n)_k] + \dots + \sum_{f=1}^{N_m} [(\bar{E}_e)_f + (\bar{E}_n)_f] \neq 0, \\ \sum_{i=1}^{N_1} [(\bar{E}_e)_i + (\bar{E}_n)_i] + \sum_{j=1}^{N_2-1} [(\bar{E}_e)_j + (\bar{E}_n)_j] + \sum_{k=1}^{N_3} [(\bar{E}_e)_k + (\bar{E}_n)_k] + \dots + \sum_{f=1}^{N_m+1} [(\bar{E}_e)_f + (\bar{E}_n)_f] \neq 0. \end{aligned} \quad (6)$$

В соответствии с предложенной моделью молекулы взаимодействия, возникающие в ней с момента образования между электронами ее любого атома и соседними ядрами атомов, являются периодическими. Электроны и ядра будут совершать колебательные движения. Такие ускоренные движения электронов и ядер молекулы, по всей видимости, приводят к возникновению у вещества электромагнитного излучения также как в вибраторе Герца. Тогда как установление неких средних обменных энергий между атомами молекулы, которые могут изменяться при контакте, например, с другими молекулами, свидетельствует о возможности их характеристики теплотой. В качестве косвенного доказательства последнего утверждения можно рассматривать существование технологий соединения материалов, включающих как тепловое, так и ультразвуковое воздействие. Именно возможность существования средних обменных энергий между атомами молекулы обеспечивает возможность увеличения их кинетической энергии в этих технологиях и достижение определенного энергетического порога, как за счет теплопередачи, так и за счет воздействия внешней силой с ультразвуковой частотой, совпадающей с собственной частотой колебаний атомов в молекуле и приводящей к явлению резонанса.

Используя соотношения (2) и (3), можем записать, что экстремальные значения кинетических энергий частиц молекулы и потенциальных энергий их взаимодействия, которые не приводят к разрушению молекулы при ее взаимодействиях с элементарными частицами, другими атомами или электромагнитным полем, определяются и равенством

$$W_m = (|W_{pot}|)_N + \sum_{i=1}^N [(W'_{e kin})_i + (W_{n kin})_i], \quad (7)$$

где $(W_{n kin})_i$ – кинетическая энергия ядра i-го атома молекулы; $(W'_{e kin})_i$ – суммарная кинетическая энергия электронов i-го атома в молекуле; $(|W_{pot}|)_N$ – суммарная потенциальная энергия взаимодействия между всеми электронами и ядрами, входящими в молекулу для N ее атомов, друг с другом.

Принимая во внимание приведенные доводы и соотношение (7), можем записать условие, определяющее средние экстремальные кинетические и потенциальные энергии атомов, в виде

$$W_m = W_{kin} + |W'_{pot}|, \quad (8)$$

где W'_{pot} и W_{kin} обозначены суммарные соответственно средние потенциальные энергии взаимодействия между всеми парами атомов и средние кинетические энергии атомов для одного и того же состояния молекулы. Такие фактически общепринятые представления в полной мере отвечают новой модели молекулы [5] и позволяют, например, объяснить при соединении различных материалов изменение свойств, касающихся как макроскопических, так и микроскопических явлений, которые происходят в новых материалах, образованных из соединенных материалов.

Составляющие энергии, входящие в (8), определяют свойства молекулы вещества и при их изменении в сторону увеличения или уменьшения позволяют судить об относительном изменении размеров запрещенной зоны между атомами (рис. 1), под которой понимается общее пространство для атомов молекулы, куда невозможно попадание электронов [5]. Знание относительных изменений указанных составляющих энергии или размеров такой зоны позволяет давать качественные объяснения происходящих явлений при деформировании металлов в различных условиях.

При деформации зерна или молекулы, о которой можно говорить, рассматривая локальную область деформируемого макроскопического тела, растяжением или за счет повышения кинетической энергии, размеры запрещенной зоны будут уменьшаться. Такие воздействия фактически

стремятся удлинить форму пространства, занимаемого атомами молекулы, и, следовательно, могут нарушать нейтральность самой молекулы, обуславливая возникновение электрического поля, создаваемого внешними электронами атомов. Кроме того, они уменьшают абсолютные значения W_{pot}^* и приводят к возрастанию вероятности как роста размеров молекулы за счет увеличения числа ее атомов для восстановления утерянной нейтральности, так и разрушения молекулы на отдельные атомы. При всестороннем сжатии молекулы значения W_{kin}^* будут уменьшаться, указанная зона будет увеличиваться. Это также может приводить к нарушению условия нейтральности молекулы, возникновению на ее границах электрического поля, создаваемого положительно заряженными ядрами атомов, и вероятному делению молекулы на более мелкие части или если это невозможно отделению атомов.

Таким образом, различные воздействия на молекулу будут вызывать различные ответные реакции, приводящие к изменению размеров запрещенной зоны и сил, обеспечивающих свойство ее нейтральности. Из этого вытекает необходимость создания условий, позволяющих достигать превышения определенного энергетического порога для материалов кристаллических тел при образовании их соединения с тем, чтобы сначала нарушить нейтральность приграничных молекул, а затем ее ликвидировать за счет соединения. А кроме того вытекает и то, что изменение энергии молекулы может обуславливать изменение условий нейтральности, заданных формулами (4)–(6), и вызывать изменение ее количественного состава атомов и последующие наблюдаемые, например, сублимацию твердых тел, на которые после завершения изготовления и изменения их энергетического состояния как, казалось бы, ни что не оказывает воздействия, или дробление зерна на более мелкие фракции у заготовки, подвергаемой холодному деформированию. Однако указанные локальные изменения условий нейтральности молекул никак не отражаются на изменении общего электрически нейтрального состояния макроскопического тела, например, подвергаемого холодной обработке давлением. Это можно объяснить возникновением сил, стремящихся ликвидировать возникшее электрическое поле не только за счет изменения количественного состава молекул, но и за счет возникновения деформаций, противоположных создаваемым деформациям, в частности, деформации сжатия всегда сопровождаются деформациями растяжения, которые могут сохраняться и после окончания деформирования, обуславливая наличие остаточных напряжений в поковке.

В рассматриваемом процессе прессования имеют место два типа механических воздействий одного материала на другой материал, приводящих к изменению энергетических состояний их молекул и сил, обеспечивающих свойство их нейтральности. Такими механическими воздействиями соединяемых материалов друг на друга являются деформации их сжатия и сдвига. Сжатие материалов приводит к одноименным деформациям его молекул. Тогда как сдвиговые деформации материалов вызывают растяжение молекул.

Одновременное действие на соединяемые молекулы усилий сжатия и растяжения обеспечивает условия, которые были бы характерны для соединенных, но не нагруженных внешним воздействием металлов при температурах рекристаллизации. Это следует из того, что при таких температурах в металлах нарушаются условия нейтральности зерен и происходит изменение их границ, т.е. изменение состояния взаимодействия между зернами и, конечно, между атомами этих зерен или молекул. Эти взаимодействия также как и в процессе прессования приводят к изменению энергетических состояний молекул и сил, обеспечивающих свойство их нейтральности. Учитывая это, можем утверждать, что создание тождественных тепловых условий при указанном одновременном воздействии внешних нагрузок на материалы в процессе прессования приведет к соединению молекул (подтверждающие это результаты приведены в [2]).

Следовательно, соединение материалов в рассматриваемом процессе прессования можно объяснить тем, что механическое воздействие приводит молекулы различных материалов в контакт, при котором колебания граничных атомов молекул вызывают непосредственные действия их друг на друга. При таких действиях атомов с уменьшенными значениями потенциальных энергий, которые получены за счет предварительного нагрева взаимодействующих материалов до температур рекристаллизации, обеспечивается возможность увеличения их потенциальных энергий за счет соединения и создания на бывшей границе схожих энергетических условий с условиями для части молекулы, присоединенной ко всему веществу. Действительно, учитывая изложенные представления о деформировании молекулы, можем утверждать, что ядра и электроны в пространствах, занимаемых приграничными атомами, контактирующими друг с другом под действием усилий деформирования, будут приходить во взаимодействие с тем, чтобы ликвидировать нарушения нейтральности, возникающие в них. Эти изменения условий нейтральности рассматриваемых контактирующих молекул и их энергетических состояний приводят к из-

менению взаимодействия всех образующих молекулы частиц. Последующий после такого объединения молекул обмен энергиями между всеми их атомами после снятия механических нагрузок исключает энергетические особенности на границе соединяемых материалов (о таком обмене энергиями свидетельствует повышение температуры отформованного тела) и не приводит к разрушению установившихся связей. При нагреве соединяемых материалов до температур, меньших температур рекристаллизации, в процессе прессования у приграничных атомов потенциальная энергия взаимодействия уменьшится недостаточно, что исключит возможность их соединения [2].

Таким образом, приведенные представления о механизме соединения материалов позволяют не только с достаточной степенью достоверности объяснять процесс прессования, но и определять с минимальными затратами его наиболее оптимальные температуры прессования, выбираемые из интервалов температур рекристаллизации соединяемых материалов, и схемы формирования материалов покрытия и основы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Харченко В.В., Мрочек Ж.А. Получение пленочных покрытий прессованием // *Машиностроение*. – Мн. 2007. – Вып. 22. С. 34–37.
2. Харченко В.В., Тюрин Л.Н., Макушок Е.М. и др. Некоторые закономерности процесса нанесения радиальным обжатием покрытия на прессуемый профиль // *Весті АН Беларусі. Сер. Фіз.-тэхн. Навук*. 1994. №2. С. 43–47.
3. Семенов А.П. Трение и адгезионное взаимодействие тугоплавких материалов при высоких температурах. – М.: Наука, 1972. –160 с.
4. Макушок Е.М., Харченко В.В. Некоторые особенности металлической структуры и механизмы ее разрушения и соединения при тепловом и механическом воздействии // *ИФЖ*. 2002. Т.75. №1. С. 148–155.
5. Макушок Е.М., Харченко В.В. О моделях молекулы, их значении в развитии представлений об электропроводности и создании технологий снижения сопротивления материалов // *Теория и практика машиностроения*. 2003. №2. С. 17–20.
6. Мотт Н., Месси Г. Теория атомных столкновений. – М.: Мир, 1969. –756 с.
7. Точицкий Э.И. Кристаллизация и термообработка тонких пленок. – Мн.: Наука и техника, 1976. –314 с.

УДК 621.79

Беляева Г.И., Беляев Г.Я., Крушевский А.Е., Присевков А. Ф.

К РЕШЕНИЮ ЗАДАЧИ О СВОДООБРАЗОВАНИИ В ПИТАТЕЛЕ ПЛАЗМОТРОНА

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

При газопламенном и плазменном напылении порошковых материалов, особенно с малыми значениями удельного веса (порошки на основе пластических материалов и др.), часто наблюдаются случаи прекращения подачи порошка из питателя. Это объясняется тем, что в питателе образуется, несмотря на наличие избыточного давления, купол из порошка, который и держит на себе всю массу порошковой смеси. В связи с этим представляется важным найти математические зависимости, связывающие размерные характеристики формы питателя, физико-механические свойства порошков и параметры процесса напыления.

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ О СВОДООБРАЗОВАНИИ

Поставленная задача может быть решена как плоская, решение которой было нами приведено ранее [1], так и в пространственном отображении как осесимметричная задача.

ПРОСТРАНСТВЕННАЯ ОСЕСИММЕТРИЧНАЯ ЗАДАЧА

Напишем дифференциальные уравнения равновесия сыпучей среды в сферических координатах:

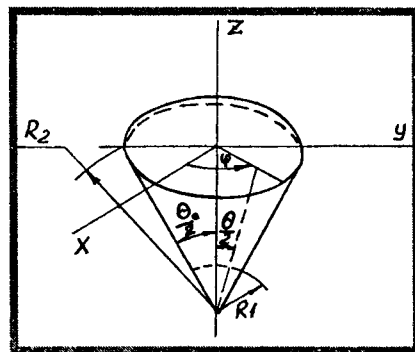


Рисунок 1 -- К решению задачи о сводообразовании

$$\frac{\partial \sigma_R}{\partial R} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{R} (2\sigma_R - \sigma_\theta - \sigma_\varphi + \tau_{r\theta} \cdot \operatorname{ctg} \theta) = g \cdot \cos \theta$$

$$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial R} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{1}{R} [3\tau_{r\theta} + (\sigma_\theta - \sigma_\varphi) \cdot \operatorname{ctg} \theta] = -\gamma \sin \theta,$$

где σ_R , σ_θ и σ_φ - соответствующие нормальные напряжения; $\tau_{r\theta}$ - касательные напряжения; g - удельный вес среды.

Если в плоской задаче вес сыпучей среды учитывался только в радиальном направлении, что приближенно справедливо для малых углов воронки (это в основном и ограничивает применение плоской задачи), то здесь учитывается произвольный угол раствора конуса θ_0 .

Так как, $\sigma_R = -p$, где p - радиальное давление внутри порошка, то можно предположить, что $\sigma_\theta = -\lambda_1 \cdot p$, а $\sigma_\varphi = -\lambda_2 \cdot p$. В результате получаем следующие два уравнения для нахождения p и $\tau = \tau_{R\theta}$:

$$-\frac{\partial p}{\partial R} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial \tau}{\partial \theta} + \frac{1}{R} \cdot (-2p + \lambda_1 \cdot p + \lambda_2 \cdot p + r \cdot \operatorname{ctg} \theta) = \gamma \cdot \cos \theta \quad (1)$$

$$\frac{\partial p}{\partial R} - \frac{\lambda_1}{R} \cdot \frac{\partial \tau}{\partial \theta} + \frac{1}{R} \cdot [3\tau - (\lambda_1 - \lambda_2) \cdot p \cdot \operatorname{ctg} \theta] = -\gamma \cdot \sin \theta \quad (2)$$

Учитывая, что $\tau = 0$ при $\theta = 0$, полагаем, что $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$, т.е., равновесие возможно, если коэффициенты бокового распора λ_1 и λ_2 равны между собой.

Умножим уравнение (1) на R^4 и продифференцируем его по R , а уравнение (2) - на $\sin \theta$ и продифференцируем по θ .

$$\frac{\partial^2 (R^3 \cdot \tau \cdot \sin \theta)}{\partial R \cdot \partial \theta \cdot \sin \theta} - \frac{\partial \left[R^4 \frac{\partial \tau}{\partial R} + 2R^3(1 - \lambda)p \right]}{\partial R} - 4\gamma \cdot R^3 \cos \theta = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial^2 (R^3 \cdot r \cdot \sin \theta)}{\partial \theta \cdot \partial R \cdot \sin \theta} - \frac{\lambda \cdot R^2}{\sin \theta} \cdot \frac{\partial \left(\sin \theta \cdot \frac{\partial p}{\partial \theta} \right)}{\partial \theta} + 2\gamma \cdot R^3 \cdot \cos \theta = 0 \quad (4)$$

В результате вычитания одного уравнения из другого получим разрешающее уравнение относительно p .

$$\frac{\partial}{\partial R} \left[R^4 \frac{\partial p}{\partial R} + 2R^3(1 - \lambda)p \right] - \frac{\lambda \cdot R^2}{\sin \theta} \cdot \frac{\partial \left(\sin \theta \cdot \frac{\partial p}{\partial \theta} \right)}{\partial \theta} + 6\gamma \cdot R^3 \cdot \cos \theta = 0 \quad (5)$$

или:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial R^2} + \frac{2(3 - \lambda)}{R} \cdot \frac{\partial p}{\partial R} + \frac{6(1 - \lambda) \cdot p}{R^2} - \frac{\lambda}{R^2 \cdot \sin \theta} \cdot \frac{\partial \left(\sin \theta \cdot \frac{\partial p}{\partial \theta} \right)}{\partial \theta} + \cos \frac{6\gamma}{R} = 0 \quad (6)$$

Частное решение данного уравнения будет выглядеть в следующем виде:

$$p = A \cdot R \cdot \cos \theta; \quad [2(3 - \lambda) + 6(1 - \lambda) + 2\lambda] \cdot A = -6\gamma; \quad A = -\frac{\gamma}{2 - \lambda}$$

Тогда

$$p^* = -\frac{\gamma}{2 - \lambda} \cdot R \cdot \cos \theta; \quad \bar{p} = f_1(R)f_2(\theta)$$

$$\frac{\partial^2 f_1}{\partial R^2} \cdot f_2 + \frac{2(3 - \lambda)}{R} \cdot \frac{\partial f_1}{\partial R} \cdot f_2 + \frac{6(1 - \lambda)}{R^2} \cdot f_1 \cdot f_2 - \frac{\lambda}{R^2 \cdot \sin \theta} \cdot \frac{\partial \left(\sin \theta \cdot \frac{\partial f_2}{\partial \theta} \right)}{\partial \theta} \cdot f_1 = 0 \quad (7)$$

$$\frac{R^2}{f_1} \cdot \frac{\partial^2 f_1}{\partial R^2} + \frac{2(3-\lambda) \cdot R}{f_1} \cdot \frac{\partial f_1}{\partial R} + 6(1-\lambda) = \frac{\lambda}{R^2 \sin \theta} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sin \theta \cdot \frac{\partial f_2}{\partial \theta} \right) = -k^2 \quad (8)$$

$$R^2 \cdot \frac{\partial^2 f_1}{\partial R^2} + 2 \cdot (3-\lambda) \cdot R \cdot \frac{\partial f_1}{\partial R} + 6(1-\lambda) \cdot f_1 + k^2 \cdot f_1 = 0 \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 f_2}{\partial \theta^2} + \operatorname{ctg} \theta \cdot \frac{\partial f_2}{\partial \theta} + \frac{R^2 \cdot f_2}{\lambda} = 0$$

$$f_1 = C \cdot R^\alpha; \quad \frac{\partial f_1}{\partial R} = C \cdot \alpha \cdot R^{\alpha-1}; \quad \frac{\partial^2 f_1}{\partial R^2} = C \cdot \alpha \cdot (\alpha-1) \cdot R^{\alpha-2}$$

$$\alpha(\alpha-1) + 2(3-\lambda) \cdot \alpha + 6(1-\lambda) + k^2 = 0 \quad (10)$$

$$\alpha_{1,2} = \frac{5-2\lambda}{2} \pm \sqrt{\left[(1-2\lambda)^2 + 8\lambda - 4k^2 \right]}; \quad f_1 = C_1 \cdot R^{\alpha_1} + C_2 \cdot R^{\alpha_2}$$

$$f_2 = B \cdot \cos \theta; \quad B \cdot \cos \theta - \operatorname{ctg} \theta \cdot B \cdot \sin \theta + \frac{k^2 \cdot B \cdot \cos \theta}{\lambda} = 0;$$

$$\alpha_1 = -2; \quad \alpha_2 = -3+2\lambda; \quad k_2 = 2\lambda$$

Тогда

$$p = \left(C_1 \cdot R^{-2} + C_2 \cdot R^{-3+2\lambda} \right) \cdot \cos \theta - \frac{\gamma \cdot R}{2-\lambda} \cdot \cos \theta \quad (11)$$

$$\tau = -\lambda \cdot \left(C_1 \cdot R^{-2} + C_2 \cdot R^{-3+2\lambda} \right) \cdot \sin \theta - \frac{\gamma(1-\lambda)}{4(2-\lambda)} \cdot R \cdot \sin \theta \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} C_1 \cdot R_1^{-2} + C_2 \cdot R_1^{-3+2\lambda} - \frac{\gamma \cdot R_1}{2-\lambda} &= 0 \\ C_1 \cdot R_2^{-2} + C_2 \cdot R_2^{-3+2\lambda} - \frac{\gamma \cdot R_2}{2-\lambda} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$C_1 \cdot R_2^2 + C_2 \cdot R_2^{-3+\lambda} - \frac{\gamma \cdot R_2}{2-\lambda} = A \quad (14)$$

$$C_1 = \frac{\gamma \cdot R_1^3}{2-\lambda} - \frac{R_1^{-1+2\lambda}}{R_2^{-1+2\lambda} - R_1^{-1+2\lambda}} \cdot \left[\frac{\gamma \cdot (R_2^3 - R_1^3)}{2-\lambda} + A_0 \cdot R_2^2 \right] \quad (15)$$

$$C_2 = \frac{1}{R_2^{-1+2\lambda} - R_1^{-1+2\lambda}} \cdot \left[\frac{\gamma \cdot (R_2^3 - R_1^3)}{2-\lambda} + A_0 \cdot R_2^2 \right] \quad (16)$$

$$\tau_0 = \tau + f \cdot p$$

$$\begin{aligned} -\lambda \cdot \left(C_1 \cdot R^{-2} + C_2 \cdot R^{-3+2\lambda} \right) \cdot \sin \theta - \frac{\gamma \cdot (1-\lambda)}{4(2-\lambda)} \cdot R \cdot \sin \theta &= \tau_0 + \\ + f \left[\left(C_1 \cdot R^{-2} + C_2 \cdot R^{-3+\lambda} \right) \cdot \cos \theta - \frac{\gamma \cdot R \cdot \cos \theta}{2-\lambda} \right] & \end{aligned} \quad (17)$$

Из приведенных соотношений всегда можно определить параметры питателя, обеспечивающие бесперебойную подачу порошковой массы без сводообразования.

Выводы

Полученные при решении плоской задачи зависимости размерных параметров питателя от физико-механических свойств порошковой массы и избыточного давления внутри питателя вполне пригодны для определения размеров питателя с малыми углами воронки. Зависимости, полученные при решении пространственной осесимметричной задачи пригодны для определения параметров питателя с любым углом раствора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Беляева Г.И., Беляев Г.Я., Крушевский Е.А., Присевок А.Ф. Расчет формы питателя плазмотрона //Машиностроение. – Мн., 2007 – Вып. 23 2. Кудинов В.В., Бобров Г.В. Нанесение

покрытий напылением. Теория, технология и оборудование. – М.: Metallurgy, 1992. – 429 с. 3. Г. Корн, Е. Корн. Справочник по математике. Для научных работников и инженеров. – М.: Наука, 1978. – 832 с. с илл.

The determination of the rational form of a feeder

When powdered mixes are sprayed with gas – flame, especially with low value of relative density (powders on plastic material base and enc.) often there are cases of powder supply termination from the feeder. This is caused by the fact of the powder dome formation in the feeder, even if pressure is excessive, which holds the entire powder mix mass.

That is why it is important to find mathematical dependencies which connect the feeder form characteristics, physical and mechanical properties of powders and parameters of spraying process.

УДК 621.791.(035.5)

Спиридонов Н.В., Кураш В.В., Кудина А.В.

УПРОЧНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ УЛЬТРАЗВУКОМ

*. «Белорусский национальный технический университет», Учреждение образования «Белорусский государственный аграрный технический университет»
Минск, Республика Беларусь*

Важным элементом повышения качества наплавленной поверхности является измельчение структуры металла. Это достигается подачей ультразвука на плавящийся электрод. Приводится схема устройства и его описание для легирования металлоповерхностей электродуговой наплавкой с металлопорошковой присадкой и подачей ультразвука на плавящийся электрод.

При электродуговой наплавке сплошным проволочным электродом с порошковой присадкой, химический состав наплавленного металла определяется концентрацией легирующих элементов в основе, электродной проволоке и порошковой присадке. В композиционном слое металл основы и металл проволоки образуют матричный сплав, в который вплавлены твердосплавные частицы присадки. При наплавке гомогенного покрытия все три составные части перемешиваются, образуя монолитный слой /1/.

Обработка жидкого металла порошками и металлическими добавками, обеспечивающая создание развитой контактной поверхности расширяющих фаз, активизирует реакции на границе твердая фаза – жидкость, ускоряет диффузионные процессы, интенсифицирует раскисление и легирование металла. Использование металлопорошковых смесей для активирования электродуговой наплавки и интенсификации процессов легирования имеет ряд особенностей. Объем жидкого металла в сварочной ванне, как правило, не превышает 1-2 см³, а его масса – 10 г. Из-за этого практически невозможна продувка газопорошковой смеси через расплав, и единственным реальным методом подачи порошковой присадки является ее введение на поверхность сварочной ванны. Для создания высоколегированных покрытий и максимального уменьшения тепловложения необходимо вводить значительный объем порошка (относительно объема жидкого металла) в короткий промежуток времени. Важным условием является тщательный подбор скорости газопорошковой смеси. Это связано с тем, что высокоскоростная струя может нарушить формирование наружной поверхности покрытия, вызвать седлообразность наплавливаемых валиков, наплывы, выплескивание жидкого металла из ванны. Струя с малой скоростью не обеспечивает проникновения частиц с небольшой плотностью на необходимую глубину, а это приводит к неравномерности легирования покрытия по высоте.

Размеры зоны ввода порошка не должны превышать размеров зеркала сварочной ванны. В противном случае возрастают потери дорогостоящего порошкового материала. Присадку целесообразно подавать в ванну, имеющую оптимальную температуру, где конвективные потоки обеспечивают равномерное легирование наплавленного металла.

При нанесении износостойких слоев, состоящих из твердых частиц, распределенных в более мягкой матрице, особое внимание следует уделять материалу матричного слоя. Он должен иметь высокую прочность, хорошо удерживать частицы присадки в покрытии, препятствовать

чрезмерному их растворению, быть химически стабильным по отношению к твердой составляющей и соответствовать требованию термомеханической совместимости.

В настоящее время карбиды хрома и вольфрама получили наибольшее распространение при газопорошковой и электродуговой наплавке износостойких покрытий, причем как для карбидов вольфрама, так и хрома используется матрица из малоуглеродистой стали. Износостойкость слоев со связующими из нестабильного аустенита низкоуглеродистых сталей выше, чем из мельхиора в 1,6 раза /1/. Поэтому целесообразно использовать малоуглеродистые проволоки для получения матрицы при дуговой наплавке твердых, износостойких слоев. Использование в качестве присадочного материала хромо-никелевых порошков, обеспечивает получение наплавленного металла с высоким содержанием хрома, причем высокое содержание в нем хрома и углерода дает возможность в широких пределах изменять концентрацию легирующих элементов и получать износостойкие покрытия с заданными физико-механическими характеристиками /2/.

Большинство дефектов в наплавленном металле возникает в процессе его затвердевания. В металлургии для очистки металлов и сплавов от нежелательных примесей газов, окислов и других неметаллических включений применяют ряд технологических операций, объединяемых общим понятием – рафинирование металлов. Важным средством повышения качества металла является модифицирование, измельчение литой структуры. Для модифицирования в расплавленный металл добавляют небольшие количества переходных металлов, образующих с основным металлом соединения, которые служат дополнительными центрами кристаллизации. Для измельчения структуры в расплавленный металл вводят также поверхностно-активные добавки, которые, собираясь на гранях кристаллов, препятствуют их росту, а следовательно, измельчают структуру. Процессы рафинирования и модифицирования можно ускорить путем физического воздействия на процесс - с помощью ультразвуковых колебаний, вводимых в расплавленный металл /1/.

Практически все работы, посвященные влиянию ультразвука на расплавы металлов, свидетельствует о том, что ультразвуковая обработка является одним из перспективных способов регулирования свойств твердого тела. Эти работы касаются преимущественно возможности использования метода ультразвуковой обработки в процессе затвердевания расплава.

В этой связи представляет интерес применение при электродуговой наплавке ультразвуковых колебаний, подаваемых на электродную проволоку согласно запатентованным техническим решениям/3,4/. Анализ существующих способов ввода ультразвука в расплавы, применительно к процессам электродуговой наплавки, показал, что наиболее предпочтительным является ввод ультразвука через электродную проволоку. Такая схема введения ультразвука позволяет управлять режимами наплавки за счет диспергирования металла плавящегося электрода, а так же регулирования скорости и амплитуды колебаний электродной проволоки. Для реализации этой схемы наплавки разработана и изготовлена технологическая оснастка, которая монтируется на наплавочной головке установки. Схема технологической оснастки для подачи ультразвуковых колебаний на электродную проволоку и введения порошкового присадочного материала в зону наплавки представлена на рисунке. Все узлы оснастки монтируются на корпусе наплавочной головки (поз.4). Устройство передачи УЗК на электрод (поз.1) с пакетом пьезокерамических пластин является основным рабочим органом оснастки. Пьезоэлементы преобразователя ультразвуковых колебаний через волновод-концентратор передают ультразвуковые колебания наконечнику горелки и далее электродной проволоке (поз.3). Питание ультразвукового преобразователя осуществляется от ультразвукового генератора.

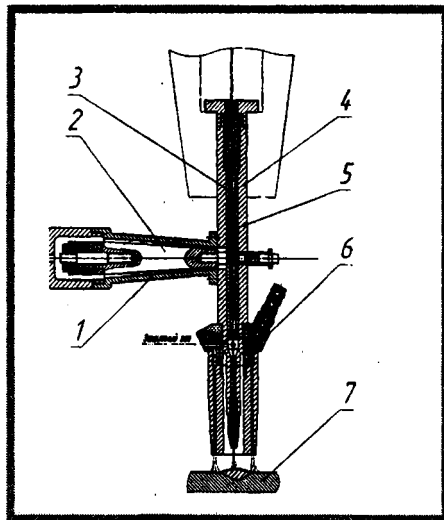


Рисунок. Схема технологической оснастки для введения ультразвуковых колебаний и порошкового материала в зону наплавки.

1- устройство передачи УЗК на электрод; 2- волновод-концентратор; 3 - электродная проволока; 4 - корпус наплавочной головки; 5 - токовод; 6 - устройство для подачи газопорошковой смеси; 7 – наплавляемая поверхность.

Генератор ультразвуковых колебаний позволяет в широком диапазоне частот обеспечивать плавную регулировку частоты, что дает дополнительные удобства для настройки акустической системы на резонанс. Схема работы оснастки следующая: на электродную проволоку (поз.3) через

токовод наплавочной головки (поз.5) посредством волновода (поз.2) от ультразвукового преобразователя подаются ультразвуковые колебания, которые возбуждают в тоководе поперечные ультразвуковые колебания, передаваемые электродной проволоке. В зоне наплавки создается ультразвуковое поле, под действием которого вместе с электромагнитным полем дуги осуществляется направленный каплеперенос электродного металла в виде мельчайших частиц, которые, попадая в расплав металла наплавочной ванны, вместе с частицами порошковой присадки, становятся дополнительными центрами образования кристаллов.

Такое совместное введение порошковой присадки и ультразвуковых колебаний в зону наплавки позволяет, не разрывая защитной газовой оболочки подавать поперечные ультразвуковые колебания в зону расплава и влиять на процесс кристаллообразования в наплавленных слоях. Под воздействием ультразвуковых волн происходит упорядоченный и направленный каплеперенос электродного металла: ограничение перемещения электрической дуги и разделение капель на мельчайшие частички, которые в расплаве основного материала интенсифицируют процесс зародышеобразования кристаллов, способствуют формированию однородной мелкозернистой структуры с кристаллами правильной формы. При этом ультразвук повышает плотность и давление газовой оболочки, делает ее сплошной, без завихрений, что приводит к снижению разбрызгивания электродного металла. Разработанный способ электродуговой наплавки и технологическая оснастка позволяют формировать высококачественную структуру наплавленного слоя, что обеспечивает повышение физико-механических и прочностных свойств полученных поверхностей.

Выводы:

Подача ультразвуковых колебаний и легирующей металлпорошковой присадки в зону наплавки внутри защитной газовой оболочки позволяет, не разрывая защитного газового факела подавать металлпорошок и поперечные ультразвуковые колебания в зону наплавки и влиять на процесс кристаллообразования в наплавленном слое. Под воздействием ультразвуковых волн создается упорядоченный и направленный каплеперенос электродного металла: за счет ограничения перемещения электрической дуги и разделения капель на мельчайшие частички, которые, попадая в расплав основного материала интенсифицируют процесс зародышеобразования кристаллов, происходит формирование однородной мелкозернистой структуры с кристаллами правильной формы. При этом ультразвук повышает плотность и давление газовой оболочки, делает ее сплошной, без завихрений, что приводит к снижению разбрызгивания электродного металла. Поэтому, наплавка с помощью технологической оснастки для введения ультразвуковых колебаний и порошкового материала в зону наплавки позволяет формировать плотную, мелкозернистую структуру наплавленного слоя, что обеспечивает повышение физико-механических и прочностных свойств полученных поверхностей.

Введение в расплав металла легирующего присадочного материала из металлпорошков при одновременной подаче ультразвука на плавящийся электрод обеспечивает получение металлпокрытия с заданными физико-механическими свойствами и создает условия для управления и контроля за качеством наплавливаемых поверхностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ивашко В.С., Кураш В.В., Кудина А.В. Формирование качественных износостойких металлпокрытий способом электродуговой наплавки в ультразвуковом поле с введением в расплав твердосплавной порошковой присадки. // Теория и практика машиностроения. - 2003. - №2. - с.77 – 82.
2. Спиридонов Н.В., Кураш В.В., Кудина А.В. и др. Влияние режимов и способов введения порошковой присадки на качество наплавленного слоя в среде углекислого газа. // Вестник Белорусского Национального технического университета. – 2007. - №6. – с.24 – 28.
3. Патент BY 7022C1 B23K 9/04 2005.06.30. Способ электродуговой наплавки металла в среде защитных газов с применением ультразвука. / Шелег В.К., Кураш В.В., Минченя В.Т. и др.
4. Патент BY 3170 B22D 27/08 2006.12.30. Устройство для передачи ультразвуковых колебаний на плавящийся электрод. / Кураш В.В., Ивашко В.С., Кудина А.В. и др.

ЭЛЕКТРОДУГОВЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПЛАЗМЫ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Введение

В электродуговых генераторах (плазмотронах) низкотемпературной плазмы электрическая дуга переменного или постоянного тока используется для получения плазменных токонесящих или нетоконесящих струй. Струя низкотемпературной плазмы представляет собой среду с большой концентрацией энергии, благодаря чему она является эффективным средством для термообработки материалов, в том числе и тугоплавких. Плазмотроны позволяют производить пайку, сварку и резку материалов, наносить различные покрытия на металлическую и керамическую основу, получать мелкие частицы из тугоплавких металлов, которые представляют собой идеальные шарики, а это в свою очередь является благоприятным фактором для прессования. Меняя режим работы плазмотрона, получают металлические шарики различных диаметров, осуществляют термообработку в заданной среде, придавая нужные свойства обрабатываемым материалам и сварным швам. Так как в плазменной струе различные материалы испаряются, то благодаря этому фактору представляется возможность получать металлические и металлокерамические сплавы через паровую фазу, посредством разделенной конденсации испаренной руды можно извлекать редкие элементы. Плазмотроны применяются в качестве плазмобуров. Скорость бурения самых твердых пород в несколько раз больше скорости бурения газопламенными термобурами [1].

Конструкции плазмотронов и область их применения

В последние годы интенсивно развивается перспективная отрасль химической технологии — плазмохимия, источником плазмы для которой является плазмотрон. Электрические дуги применяются для окисления азота, синтеза ацетилено-водорода из природного газа, а также для получения ряда эндотермических соединений: нитрида титана, нитрида магния, двуокиси циана, двуокиси азота, окиси алюминия, стабилизированной двуокиси циркония, окиси иттрия, синтеза металлоорганических соединений, которые получают в результате прямого контакта паров металла, образованных в струе плазмы, с органическими жидкостями. Такой состав газовой фазы стремятся «заморозить» в этих процессах [2]. Плазмотроны высокого давления могут быть использованы для получения жидкого графита, обладающего новыми механическими, электрическими и тепловыми свойствами, так как расплавить графит можно при давлении свыше 100 бар и температуре выше 4273 К [3]. Плазмотроны также используются для исследования физических свойств газа при высоких температурах и в качестве стабильного источника света при спектральном анализе. Благодаря широкому применению плазмотронов большое внимание уделяется их дальнейшей разработке, совершенствованию, повышению ресурса непрерывной работы и КПД, так как ранее созданные устройства (ударные и адиабатические трубы, баллонные и газопламенные трубы) не удовлетворяют возникшим потребностям из-за малого ресурса времени, низких параметров и несоответствующего состава плазмы, что ограничивает их применение для выполнения ряда новых технологических процессов в химии, машиностроении, металлургии и других отраслях народного хозяйства. Характерной особенностью плазмотронов являются сравнительная легкость достижения высоких температур, максимальной концентрации мощности в рабочем пространстве, а небольшие размеры установки при значительных мощностях, расширяют диапазон регулирования параметров технологического процесса, расширяя тем самым область их применения как для научных исследований, так и в промышленности. Существующие плазмотроны различаются по роду тока, способу обжатия дуги с целью повышения ее температуры, характеру применяемых электродов, способу защиты электродов от эрозии, а так же по своему назначению и конструктивным особенностям.

По способу обжатия дуги существующие конструкции можно подразделить на плазмотроны со стабилизацией дуги стенкой, стабилизацией дуги жидкостью, с газовой и комбинированной стабилизацией дуги.

В плазмотронах со стабилизацией дуги стенкой дуга проходит через узкое отверстие (диафрагму) полого охлаждаемого или тугоплавкого цилиндра. В зависимости от силы тока дуги отверстие может иметь диаметр от полутора миллиметров до несколько сантиметров. Для предотвращения шунтирования дуги через стенку диафрагма обычно изолируется от электродов и состоит из тонких, охлаждаемых, изолированных друг от друга секций.

В плазмотронах с жидкостной стабилизацией дуга горит в канале, образованном внутри вихревого потока жидкости, а в плазмотронах с газовой стабилизацией обжатие дуги происходит вихревым потоком газа, для чего применяют поперечный или продольный обдув дугового столба газовым потоком.

Существует разновидность плазмотронов с комбинированной стабилизацией дуги. Это плазмотроны, у которых дуга стабилизируется одновременно газовым потоком и диафрагмой. В зависимости от характера использования плазменной струи газ может вводиться в камеру аксиально, радиально или тангенциально.

По конструктивным особенностям плазмотроны можно подразделить на линейные, коаксиальные и тандем-плазмотроны.

В плазмотронах применяются два вида электродов: охлаждаемые и неохлаждаемые. Неохлаждаемые электроды изготавливают обычно из тугоплавких материалов, например из графита или вольфрама, а охлаждаемые — из меди. Бывают также камеры с охлаждаемыми электродами, изготовленными из тугоплавких материалов. Для предохранения охлаждаемых электродов от эрозии необходимо, чтобы дуговые пятна непрерывно перемещались по поверхности электродов. По характеру передвижения дуговых пятен по поверхности электродов плазмотроны можно подразделить на следующие типы:

- плазмотроны с самопроизвольным движением дуговых пятен, к которым относятся плазмотроны малой мощности с рабочими токами порядка 100 а;
- плазмотроны с газодинамическим вихревым вращением дуги: это плазмотроны средней мощности с токами 1—2 ка;
- плазмотроны с магнитным вращением дуги, в которых вращение дуги осуществляется внешним магнитным полем, что обеспечивает защиту электродов при токах в несколько десятков килоампер;
- плазмотроны с магнитной и газодинамической стабилизацией дуги, в которых вращение электрической дуги осуществляется внешним магнитным полем и тангенциальной подачей рабочего газа в камеру. Защита электродов достигается при достаточно больших токах.

Плазмотроны постоянного тока

Стабилизация дуги стенкой и жидкостью. Первая плазменная установка с плазмотроном для стабилизации дуги стенкой предназначалась для исследования свойств плазмы различного состава. Диафрагма (рис. 1, а) представляет собой набор медных охлаждаемых изолированных секций толщиной 10 мм. Секции изолированы друг от друга миллиметровой слюдой во избежание пробоя между секциями. Диаметр стабилизирующего канала равен 5 мм. Исследуемый газ подается на некотором расстоянии от электродов. Для получения плазмы без примесей материала электродов, приэлектродные области обдуваются аргоном. Стабилизация стенкой устраняет колебание дуги, позволяя производить более точные спектральные измерения. С помощью такого плазмотрона, была достигнута температура плазмы 13000°К [3-5].

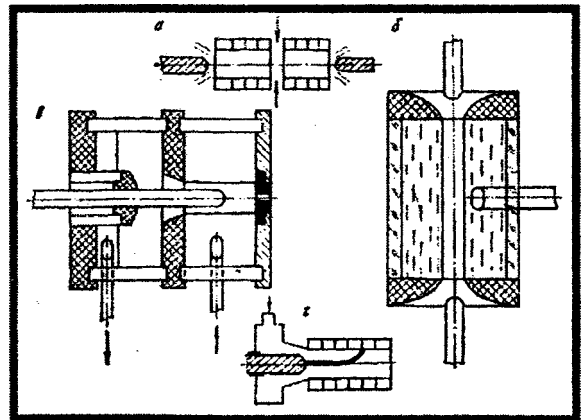


Рисунок 1 – Плазмотроны со стабилизацией электрической дуги стенкой и жидкостью

Известны установки для обжатия дуги вихрем жидкости. В последствии, с целью повышения температуры дуги, были изготовлены устройства для создания «канальной дуги» (рис. 1, б).

К внутренней поверхности трубки вода подается по касательной; в результате вращения образуется полный цилиндрический канал, который обжимает дугу. Вода сливается через боковые стенки форсунки. С обжатием дуги возрастает удельная мощность дугового столба, а следовательно, его температура.

При стабилизации дуги стенкой и жидкостью каналы имели диаметры от 1,4 до 11,9 мм. Максимальная напряженность электрического поля достигала 300 в/см, удельная мощность 11000 квт/см³ и максимальная мощность дуги достигала 750 квт при токе дуги 1500 а и напряжении 500 в. Температура на оси дуги достигала 50000°К.

На рис. 1, в представлен плазматрон, с помощью которого можно получить более мощную струю. Для этого плазмотрона характерно одностороннее истечение плазмы. Стабилизация дуги осуществляется водяным вихрем в закрытой камере. Один электрод выполнен в виде стержня, а в другом сделано отверстие для истечения плазмы. С помощью такого плазмотрона была получена плазменная струя с температурой на срезе кольцевого электрода 13000° К и максимальной скоростью 1000 м/сек. Однако выгорание графитных электродов приводило к нестабильности горения дуги, засорению плазмы и ограничению времени его работы. Для повышения стабильности работы водостабилизированного плазмотрона применялись термостойкие графитные аноды, а так как графитные аноды выгорают быстрее, чем катоды, то стержневой электрод выполнял функцию катода. Известны конструкции водостабилизированных плазмотронов высокого давления с геометрической разрядной камерой, в которой происходило испарение воды за счет энергии дуги, в связи с чем резко поднималось давление в камере и возрастала температура разряда. В таких конструкциях использовались сверхзвуковые сопла, благодаря которым была получена плазменная струя, скорость которой доходила до 6500 м/сек, а температура до 8000 К. Наряду с преимуществами, водостабилизированные плазмотроны имеют и недостатки. Основным недостатком этих плазмотронов является генерирование ими водяной плазмы, тогда как для многих исследований необходимо применять плазму различного состава. В этом отношении преимущество принадлежит плазмотронам с дугой, обжимаемой стенкой. Газовая стабилизация дуги. При непосредственном нагреве газа электрической дугой можно получить плазменные струи различного состава. Простейшие конструкции плазмотронов с газовой стабилизацией дуги такие же, как и у плазмотронов с жидкостной стабилизацией. Электроды изготовлены из графита, дуга стабилизируется обдувом газа продольно, поперечно, или тангенциально. Интенсивное испарение графита электродов приводит к засорению плазмы и сокращению времени работы этих электродов. Для уменьшения засоренности плазмы и увеличения срока службы электродов применяют охлаждаемый медный анод. Дуга в них горит между стержневым тугоплавким катодом и охлаждаемым медным цилиндрическим анодом. Газ подается по касательной к внутренним стенкам камеры. Газовый вихрь обжимает дугу и вращает анодное пятно (рис. 2, а). Под действием электромагнитных сил и газового потока анодное пятно перемещается вдоль электрода к выходу из сопла. Движение анодного пятна вдоль электрода происходит скачкообразно с периодическим шунтированием дуги в местах, расположенных ближе к катоду. Этот процесс периодически повторяется, благодаря чему происходит разряд. Для увеличения времени работы плазмотрона и уменьшить засоренность плазмы, вместо тугоплавкого неохлаждаемого электрода ставят медный охлажденный электрод. Газ при этом подается тангенциально в зазор между электродами, охлаждая их как водой, так и газом (рис. 2, б). Мало-мощные плазмотроны, выполненные по схеме рис. 2, а, работающие на инертных газах и азоте, получили широкое распространение для обработки тугоплавких и теплопроводных материалов. В некоторых случаях (например, при резке металлов или их переплаве с целью удаления примесей) эффективность установки можно повысить путем использования обрабатываемого изделия в качестве одного из электродов (рис. 2, г). Благодаря этому приэлектродные потери используются рационально, а к. п. д. плазмотрона возрастает.

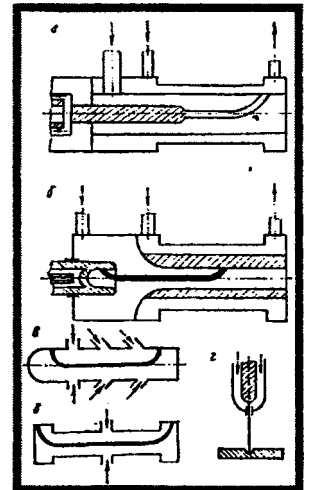


Рисунок 2 – Плазмотроны с газодинамической стабилизацией электрической дуги

Для более стабильной работы плазмотрона и увеличения напряжения за счет возрастания длины дуги применяют межэлектродные вставки, благодаря чему один из электродов получается секционированным (рис. 2, в). При малых расходах газа в плазмотронах такого типа применяют обжатие дуги стенкой. На рис. 2, д представлен плазматрон постоянного тока с двусторонним истечением нагретого газа. Полной симметрии в плазмотронах с двусторонним истечением добиться нельзя, так как полярность в них различна, и, следовательно, процессы пробоя приэлектродного слоя газа протекают по-разному, а это влияет на длину дуги и степень нагрева отдельных струй.

Преимущество плазмотронов с двухсторонним истечением нагретого газа заключается в том, что в них можно обеспечить сильное обжатие дуги, которое осуществляется как диафрагмами электродов, так и газом, который подается в камеру тангенциально через газовое кольцо. Такие плазмотроны имеют возрастающие характеристики, что дает возможность подключить их к источнику электроснабжения с жесткой внешней характеристикой. Их термический к.п.д. при температуре плазмы 2000—5000 К составляет 70—80%, а мощность — несколько мегаватт при напряжении на дуге порядка 2000 в. Плазмотроны линейных схем применяются в основном при давлении 1—10 бар, так как при высоких давлениях дуга начинает гореть в зазоре, что ведет к сгоранию электродов. Для работы при повышенных давлениях применяются плазмотроны, выполненные по схеме рис. 3, а. Такой плазмотрон состоит из двух коаксиальных электродов разного диаметра. В зазор между ними газ вводится аксиально, радиально или тангенциально. Дуга горит в зазоре между электродами. Продольное магнитное поле, образованное соленоидом, вращает дугу, а в результате взаимодействия тока дуги с магнитным полем возникает тангенциальная сила. Осевой газовый поток, воздействуя на дугу, стремится сдуть дуговое пятно на торец внутреннего электрода. Если же дуговое пятно попадает на торец внутреннего электрода, то прекращается вращательное движение дугового пятна, в результате чего образуется прогар электрода. Так как зазор между электродами достаточно велик, то скорость газового потока меньше, чем в линейном плазмотроне. Кроме того, на дуговой столб оказывают действие электромагнитные силы, стремящиеся втянуть дугу к центру соленоида, поэтому дуговое пятно не смещается на торец внутреннего электрода, а движется по внешней поверхности, предохраняя его от прогорания. Для более стабильной работы плазмотронов такой схемы его внешний электрод секционируется [6-8].

Таким образом, изменяя скорость газового потока и напряженность магнитного поля, можно влиять на стабильность работы плазмотронов и тем самым увеличивать ресурс их работы. К сожалению, в коаксиальных плазмотронах напряжение меньше, чем в линейных, так как длина дуги в них меньше. Длину дуги можно увеличить за счет увеличения зазора между электродами, но при этом нарушается стабильная работа плазмотрона и увеличиваются тепловые потери. Большая мощность таких плазмотронов достигается за счет увеличения тока, но при этом возрастает скорость износа (сгорания) электродов. При сравнительно небольшом объеме разрядной камеры более высокое напряжение можно получить в плазмотронах с кольцевыми электродами (рис. 3, б). Дуга в них горит в зазоре между двумя электродами, имеющими кольцеобразную форму. За счет магнитного поля двух встречно включенных соленоидов дуга вращается и обегает поверхность электродов. Так как напряжение на дуге в плазмотроне с кольцевыми электродами несколько больше, чем в коаксиальном, то при той же мощности ток меньше и, следовательно, уменьшается износ электродов.

Длину дуги можно увеличить за счет увеличения зазора между электродами, но при этом нарушается стабильная работа плазмотрона и увеличиваются тепловые потери. Большая мощность таких плазмотронов достигается за счет увеличения тока, но при этом возрастает скорость износа (сгорания) электродов. При сравнительно небольшом объеме разрядной камеры более высокое напряжение можно получить в плазмотронах с кольцевыми электродами (рис. 3, б). Дуга в них горит в зазоре между двумя электродами, имеющими кольцеобразную форму. За счет магнитного поля двух встречно включенных соленоидов дуга вращается и обегает поверхность электродов. Так как напряжение на дуге в плазмотроне с кольцевыми электродами несколько больше, чем в коаксиальном, то при той же мощности ток меньше и, следовательно, уменьшается износ электродов.

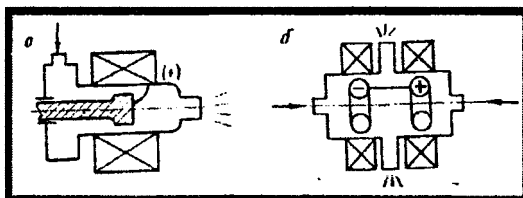


Рисунок 3 — Коаксиальный (а) и кольцевой (б) плазмотроны с магнитогазодинамической стабилизацией электрической дуги

Плазмотроны переменного тока

На рис. 4. приведена схема плазмотрона переменного тока с графитовыми электродами. В этом плазмотроне дуги не обжаты, поэтому напряжение на них не высокое (сотни вольт). Близкое расположение электродов облегчает поджиг дуги между двумя электродами в момент изменения направления тока. Поэтому такой плазмотрон не требует большой индуктивности, включенной последовательно с ним, для обеспечения сдвига фаз между током и напряжением. Однако отрицательное дифференциальное сопротивление дуг требует применения какого-либо из методов ограничения нарастания тока. Простейшим из таких методов является введение в цепь плазмотрона индуктивных сопротивлений, но это снижает коэффициент мощности установки [9]. Возможно обжатие дуги переменного тока с целью получения возрастающей вольт-амперной характеристики, при которой не требуется применение индуктивностей для ограничения тока. Такой плазмотрон обладал бы высоким коэффициентом мощности, однако ряд конструктивных трудностей и проблема поджига дуг в каждом полупериоде ограничивают возможности создания таких плазмотронов. Следует отметить, что плазмотроны переменного тока по конструкции сложнее, чем плазмотроны постоянного тока, но для их эксплуатации не нужны специальные выпрямительные устройства, что значительно удешевляет и упрощает систему электроснабжения, расширяя возможность их применения.

Ресурс работы и к.п.д. плазмотронов переменного тока примерно такие же, как и у плазмотронов постоянного тока. Преимуществом трехфазных плазмотронов переменного тока является то, что у них значительно сглажены колебания параметров нагретого газа. Можно предполагать, что промышленным плазмотронным установкам переменного тока со временем будет отдано предпочтение как более дешёвым. Кроме электродугового метода нагрева, применяется также разогрев газов в электромагнитном поле. В зависимости от частоты поля различают высокочастотные (ВЧ) и сверхвысокочастотные (СВЧ) плазмотроны.

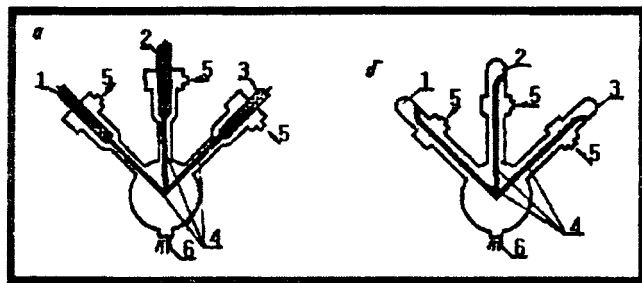


Рисунок 4 – Схема трехфазного плазмотрона переменного тока:

а — трехфазный плазмотрон с тугоплавкими электродами и обжатыми газами; б — трехфазный линейный плазмотрон с охлаждаемыми электродами и обжатыми дугами; 1, 2, 3 — электроды; 4 — дуга; 5 — подвод газа; 6 — струя плазмы

Для питания ВЧ плазмотронов обычно используется аппаратура, изготавливаемая для высокочастотной закалки, а СВЧ плазмотроны работают от генераторов телевизионных и радиолокационных частот. ВЧ и СВЧ плазмотроны относятся к установкам безэлектродного типа и поэтому обладают весьма большим ресурсом рабочего времени и генерируют плазму высокой частоты. Однако к. п. д. их пока невысок и достижение мощности ограничено десятками-сотнями киловатт.

В настоящее время отечественной промышленностью выпускается несколько типов плазменных установок постоянного тока, из которых, наиболее широкое применение

получили установки УПУ-2, УПУ-3Л, УПУ-3М и УМП-2-62, УМП-4-64, УМП-5-68 и др. Однако надежность работы и производительность этих плазмотронов не удовлетворяет требованиям производства, нуждается в реконструкции, которая обеспечила бы повышение срока службы плазмотрона, увеличила его производительность и легкодоступную ремонтоспособность.

Заклучение

Представлены результаты исследований в области конструирования и промышленного применения электродуговых генераторов низкотемпературной плазмы постоянного и переменного тока, показаны их преимущества и недостатки, что позволило проводить исследования по их совершенствованию и использованию для нанесения защитных покрытий из различных порошковых материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ф. Кабанн. Ву Тьен Лок Низкотемпературная плазма. М. 1997. -217с. 2. Ионные плазменные и дуговые ракетные двигатели /Пер. с англ. Сб. ст. М. 1991. -407с. 3. В. Б. Гоголь Электротермическое использование электрической дуги высокого давления, электротермия Науч.-техн. информ., 1993, № 3. 4. Н. П. Андриюшкевич Электродуговой подогреватель для исследования процессов тепло- и массообмена в дуговых пятнах. Сб. «Высокотемпературная теплофизика». М., 1996. -163с. 5. Низкотемпературное охлаждение электрических генераторов. Сб. науч. тр. /Под ред. С.С. Кутателадзе. – Новосибирск: Ин-т теплофизики, 1988. -160с. 6. Низкотемпературная плазма при горении. Сб. науч. тр. /Под ред. С.А. Абрунев. Чебоксары: ЧГУ, 1989. -132с. 7. Низкотемпературные процессы тепло- и массопереноса в энергосберегающих технологиях //Сб. науч. тр. Ин-т тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова. –Мн.: ИТМО, 1990. -915с. 8. Низкотемпературный электронагрев. /Под ред. А.Д. Свенчанского. – М.: Энергия, 1990. -207с. 9. У.А. Арифов. Ионная бомбардировка - метод исследования свойств поверхности. Ташкент, “Фан”, 1991. -145с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ ПРИ ФРЕТТИНГ-КОРРОЗИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Термин фреттинг используется для обозначения малого колебательного скольжения между поверхностями двух контактирующих тел. Амплитуда такого движения обычно составляет 1-100 мкм. Изнашивание, возникающее при таком движении, называют фреттинг-изнашиванием [1].

Различают два вида фреттинг-изнашивания в зависимости от механических факторов и факторов, связанных с окружающей средой. Если повреждение при фреттинге вызвано циклическим нагружением, стимулирующим появление поверхностных усталостных трещин, в конечном итоге приводящим к катастрофическому разрушению, то используют термин фреттинг-усталость. Вид фреттинга, при котором преобладают химические реакции, получил название фреттинг-коррозии. Как правило, оба типа фреттинга протекают одновременно. Циклическое микроперемещение вызывает разрушение защитной (например, окисной) пленки, покрывающей поверхность металла. Обнажившийся металл легко окисляется, а продукты окисления действуют как абразив, приводя к повреждению поверхности.

При выборе оборудования и методики испытаний для проведения исследований фреттинг-коррозии необходимо выдержать ряд требований. С одной стороны имитация фреттинг-коррозии в лабораторных условиях должна максимально приближаться к условиям возникновения этого вида поверхностного разрушения в реальных конструкциях. С другой стороны выбранная методика должна давать возможность сопоставления полученных результатов с данными других работ. В связи со специфичностью условий возникновения фреттинг-коррозии испытательным устройствам предъявляются следующие требования:

- свободное от люфтов крепление образцов в соответствующих зажимных устройствах;
- жесткость к перемещению образцов друг к другу и малая степень деформации устройства;
- наличие виброскользкого движения, регулируемой частоты и амплитуды;
- наличие контролируемой нормальной силы для создания необходимой удельной нагрузки.

По характеру контактирования поверхностей применявшееся для исследований фреттинг-коррозии установки приборы можно разделить на два типа [2]:

1) Установки, в которых осуществляется точечный или линейный контакт (шар-плоскость, цилиндр-плоскость).

2) Установки для создания вибраций в контакте плоских поверхностей.

Перечисленным требованиям к установкам и характеру контактирования отвечает установка, изготовленная этой установкой в БНТУ.

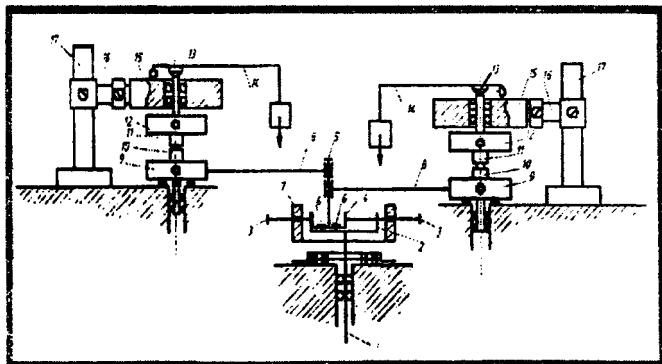


Рисунок 1 – Кинематическая схема установки для испытаний на фреттинг-коррозию:

1 – вал-шпиндель, 2 – каретка, 3 – винт, 4 – подвижная каретка, 5 – ось, 6 – винт, 7 – подвижное кольцо, 8 – шатун, 9 – головка, 10 – подвижный образец (контртело), 11 – неподвижный образец, 12 – подвижная головка, 13 – сферический подпятник, 14 – рычаг, 15 – самоустанавливающийся узел, 16 – консоль, 17 – стойка

Кинематическая схема установки представлена на рисунке 1.

От двухскоростного электродвигателя через сменные шкивы и клиноременную передачу вращение передается к валу-шпинделю 1, на котором установлена каретка 2. По внутренней поверхности каретки при помощи винтов 3 может перемещаться подвижная каретка 4 с осью 5. Фиксация каретки 4 осуществляется винтами 6. Для устранения дисбаланса в конструкции механизма установки амплитуды микроскольжения предусмотрено подвижное кольцо 7. Эксцентричное движение оси 5 передается посредством шатунов 8 головками 9, оси вращения которых смещены относительно точки крепления шатунов. В головке с помощью подвижных губок закреплен подвижный образец 10. Узел крепления неподвижного образца 11, 12 аналогичен. Головка 12 имеет возможность вертикально перемещаться в направляющих консоли 17, установленной на стойке 18. Нагружение образцов производится с помощью рычага 14 и грузов через сферические подпятники 13. Узел 16 консоли дает возможность самоустановки образцов в двух взаимно перпендикулярных плоскостях.

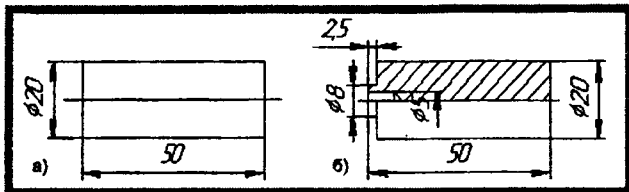


Рисунок 2 – Образцы для проведения испытаний на фреттинг-коррозию
 а) – неподвижный образец,
 б) – подвижный образец (контртело)

На установке испытываются две пары образцов – эталон и испытуемый образец (рисунок 2).

Данная установка позволяет производить испытания при амплитуде относительного микроскольжения от 0 до 2000 мкм, частоте колебаний от 6 до 100 Гц (за счет установки шкивов и двухскоростного двигателя), удельной нагрузке до 400 МПа.

В установке положено в основу торцевое трение контактирующих образцов, выполненных в виде полого кольца (подвижный образец) и цилиндра (неподвижный образец).

Выбранные наружный и внутренний диаметры образцов позволяют свести к минимуму эффект градиента скорости в радиальном направлении. Испытания образцов проводились согласно ГОСТ 23.211 – 80 «Обеспечение износостойкости изделий. Метод испытаний металлов на изнашивание при фреттинге и фреттинг-коррозии».

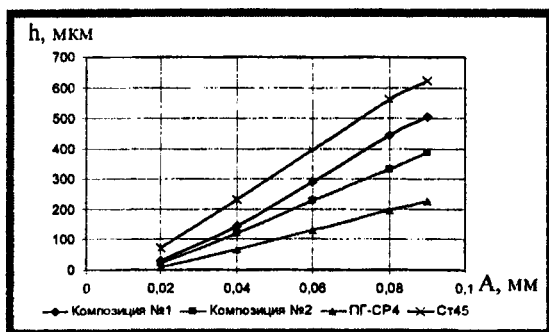


Рисунок 3 – Зависимость износа от амплитуды ($p=60$ МПа, $N=1 \times 10^6$, $f=25$ Гц)

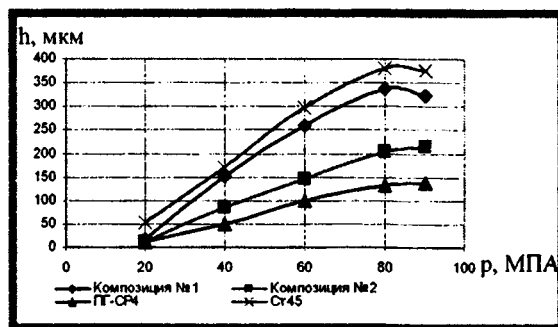


Рисунок 4 – Зависимость износа от удельной нагрузки ($A=0,06$ мм, $N=1 \times 10^6$, $f=25$ Гц)

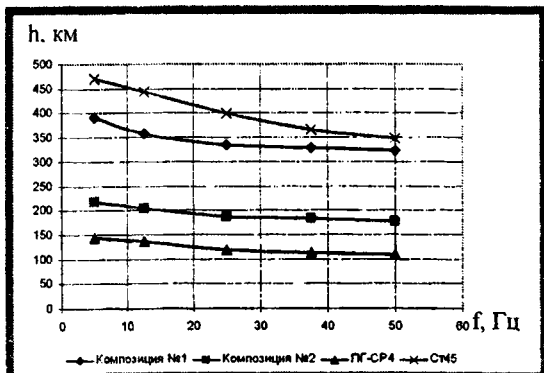


Рисунок 5 – Зависимость износа от частоты колебаний ($A=0,06$ мм, $N=1 \times 10^6$, $p=60$ МПа)

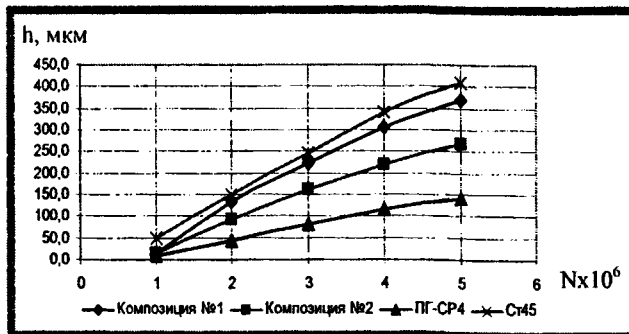


Рисунок 6 – Зависимость износа от числа циклов ($A=0,06$ мм, $p=60$ МПа, $f=25$ Гц)

Определение оценок и доверительных интервалов, полученных результатов износа образцов при фреттинг-коррозии определяли согласно СТ СЭВ 876 – 87.

В работе исследовались покрытия, напыленные газотермическим способом из следующих композиций (в объемных долях): композиция №1 – ПТ-ЮНХ16СР3 (1/3) + ПГ-19М-01 (2/3), композиция №2 – ПР-НД42СР (1/3) + ПР – Х4Г2Р4С2Ф (1/3) + ПТ-НА-01 (1/3), композиция №3 – ПТ-НА-01 (1/3) + ПГ-19М-01 (2/5) + ПР – Х4Г2Р4С2Ф (1/3), образец – сталь 45 и ПГ-СР4.

Результаты проведенных испытаний показаны на рисунках 3-6.

В условиях фреттинг-коррозии и под действием высоких удельных нагрузок в процессе эксплуатации слабо упрочняющаяся пластичная матрица легко переносится на сопряженную поверхность, предохраняет ее от повреждений и способствует релаксации напряжений. Наличие дисперсных твердых включений, воспринимающих основную силовую нагрузку, обуславливает повышение сопротивления контактирующих материалов усталостному разрушению. Высокая износостойкость полученных композиционных покрытий достигается составом композиций для напыления, содержащих пластичную металлическую матрицу (Cu, Ni, Fe) с мелкодисперсными карбидами и другими твердыми включениями, равномерно распределенными по всему объему. Такие составы композиций обеспечивают оптимальное соотношение твердости и вязкости покрытий.

Подтверждена эффективность использования газотермического напыления для упрочнения-восстановления поверхностей, подверженных фреттинг-коррозии. Полученные композиционные покрытия имеют износостойкость в 1,5-2 раза выше по сравнению со сталью 45 и сравнимую с износостойкостью оплавленного самофлюсующегося сплава ПГ-СР4.

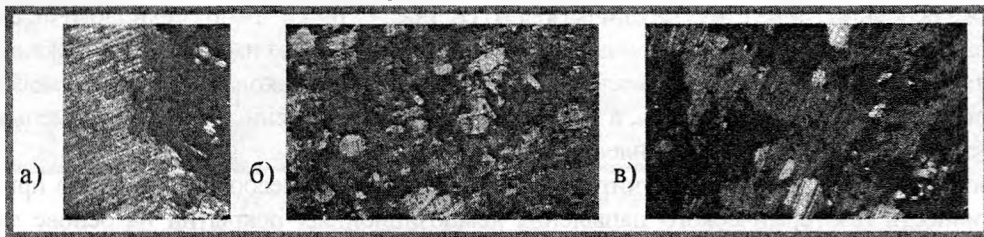


Рисунок 7 – Фотографии поверхности покрытий после испытаний на фреттинг-коррозию: а) – граница изношенной и не изношенной поверхности, б) – изношенная поверхность х64, в) - изношенная поверхность х128

ЛИТЕРАТУРА

1. Hutchings I.M. Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials. – Cambridge, 1992. – p.273.
2. Голего Н.Л., Алябьев А.Я., Шевеля В.В. Фреттинг-коррозия металлов. – Киев: «Техніка», 1974 – 272с.

УДК 621.793

Соков И.О., Спиридонов Н.В., Пилецкая Л.И.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ВАЛОВ БУМАГОДЕЛАТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Задача обеспечения требуемых свойств покрытий определяется решением в комплексе двух ключевых проблем: выбор материала и формирование его требуемых структуры и свойств за счет подбора технологических параметров. Кроме того, анализ себестоимости нанесения покрытий показывает, что при газотермических технологиях затраты на материал как правило являются основной статьей расходов [1]. Таким образом, наиболее эффективным методом удешевления защитных покрытий является разработка и применение новых материалов, обладающих низкой стоимостью при высоком уровне обеспечиваемых свойств. Выбор оптимального состава материала для конкретных условий работы детали является приоритетным по отношению к способу и режимам его нанесения.

Исходя из поставленной цели исследований, в работе разрабатывались композиции на основе износостойких, антифрикционных и терморегулирующих материалов. Выбор исходных порошковых ма-

териалов для создания композиций с целью последующего получения газотермических покрытий производился исходя из соответствия их следующим условиям:

- высокого уровня физико-механических свойств покрытий, обеспечивающих защиту от различных видов износа (абразивного, фреттинг-коррозии) и прочность сцепления, гарантирующую работоспособность деталей с покрытиями;
- минимальной себестоимости композиций.

Первому условию соответствуют материалы на основе никеля, железа, медесодержащие (бронзы, баббиты). Повышенный уровень свойств в покрытии прогнозируется в случаях наличия в исходном материале значительного количества легирующих элементов, способствующих повышению износостойкости, фреттингостойкости, антифрикционных свойств и прочности сцепления. Это характерно для самофлюсующихся материалов на основе никеля и железа, бронзам. Терморегулирующие материалы за счет экзотермической реакции повышают температуру в зоне контакта напыляемого материала и основы, что способствует их проплавлению, повышая тем самым прочность сцепления.

Второму условию удовлетворяют самофлюсующиеся сплавы на основе железа и бронзы. Кроме того, согласно [2] сопротивлением изнашиванию при фреттинг-коррозии обладают материалы на основе никеля, железа, алюминия, меди и содержащие карбиды хрома, титана, ванадия. Известна [3] композиция ПС – 85Н70Х17С4Р4+15Ю10Н стойкая к износу и фреттинг-коррозии.

На технологичность порошковых материалов и на свойства покрытий влияет форма исходных частиц, а также особенности ее структуры и фазового состава. С точки зрения технологичности важным положительным фактором является сферичность частиц порошка. Максимально приближенная к сфере форма частиц обеспечивает их хорошую текучесть, равномерность расхода и прогрева и, как следствие, высокую производительность напыления, а также способствует получению покрытий с меньшей пористостью и более высокой прочностью сцепления.

В проводимых исследованиях, учитывая выше сказанное, целесообразным было признано изучить эффективность газотермического напыления композиционных покрытий на основе материалов, относящихся по своему химическому составу и свойствам к различным классам материалов: самофлюсующиеся материалы на основе никеля и железа, терморегулирующие – NiAl и медьсодержащие – бронза. Для составления композиций и проведения исследований были выбраны следующие компоненты: ПР–НД42СР (ТУ 14-127-309-01); ПГ–19М-01 (ТУ 48-4206-156-82); ПТ–НА-01 (ТУУ-322-19-004-96); ПР–Х4Г2Р4С2Ф (ТУ 14-22-18-88) (таблица 1).

Таблица 1 - Состав композиций для напыления

№ Композиции	Состав композиции (в объемах)
Эталон	Сталь 45
1	ПТ-НА-01 (1/3) + ПГ-19М-01(2/5) + ПР-Х4Г2Р4С2Ф (1/3)
2	ПР-НД42СР(1/3)+ПР-Х4Г2Р4С2Ф(1/3) + ПТ-НА-01 (1/3)

Для изучения структуры, микротвердости, пористости газотермических покрытий изготавливались шлифы поперечного среза. Место вырезки шлифа выбирали так, чтобы образец был достаточно типичен для композиции основной металл – покрытие.

Далее образцы подвергались шлифованию бумажными или тканевыми наждачными шкурками ступенчато, переходя от крупной зернистости к более мелкой. После каждой ступени шлифования проверяли качество поверхности. Не должно быть следов шлифования более грубой шкуркой (т. е. перпендикулярных рисок). Время шлифования одной шкуркой составляло 5-10 мин.

Риски, оставшиеся от шлифования на последней шкурке, устранялись полированием. Для полирования использовали вращающийся металлический диск с натянутой или приклеенной тканью. Паста с дисперсным абразивом подавалась в зону контакта поверхности образца и ткани. Хорошее качество шлифа достигалось при использовании мелкозернистой пасты ГОИ, в состав которой входят оксид хрома, стеарин, керосин, олеиновая кислота и сода.

Окончательная чистка шлифов после полирования включает операции промывки в проточной воде, сушки, обезжиривания этиловым спиртом или эфиром и заключительной сушки в струе теплого воздуха или с помощью фильтровальной бумаги.

Перед исследованиями шлифы были подвергнуты травлению с помощью специального раствора: 4г – пикриновая кислота; 0,5мл – HNO₃; 95,5мл – спирт технический. Это позволило выявить структуру металлической матрицы покрытий.

С помощью оптического микроскопа «MeF3» Rotoscope были сделаны снимки образцов до и после травления. Исследовались покрытия, напыленные до оптимизации и после оптимизации состава композиций, технологических параметров напыления.

Исследование элементного состава проводилось на сканирующем электронном микроскопе «CamScan 4» с энергодисперсионным микрорентгеноспектральным анализатором «INCA 350» фирмы «Oxford Instruments» (Англия).

Область возбуждения элементов от В до U. Минимальный предел обнаружения элемента – 0,5%. Точный количественный анализ при содержании элемента от 1%. Погрешность метода 3-5 относительных процентов.

Минимальное разрешение сканирующего электронного микроскопа «CamScan 4» - 50нм. Глубина проникновения электронного пучка в образец 1 мкм.

Для исследования были выбраны образцы диаметром 10 мм и высотой 5-10 мм. При изготовлении шлифов необходимо было исключить из применения полирующие материалы, в состав которых входят химические элементы, присутствие которых надо установить в исследуемых образцах. Шлифы тщательно промывались в спирте в ультразвуковой ванночке. Для стекания заряда, возникшего на поверхности при сканировании электронным пучком, на вакуумном посту S 150A SPUTTER COATER на образец методом катодного распыления наносилась проводящая плёнка золота.

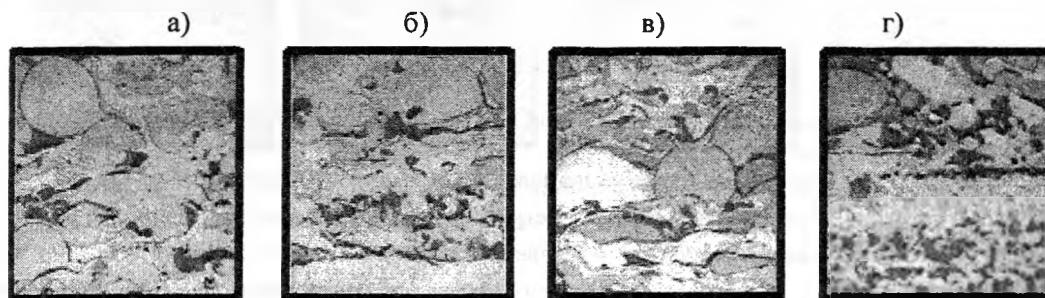


Рисунок 1– Структура покрытия из композиции №1 до оптимизации
а) – нетравленое покрытие x200; б) – нетравленое покрытие с основой x200;
в) – травленое покрытие x200; г) – травленое покрытие с основой x200

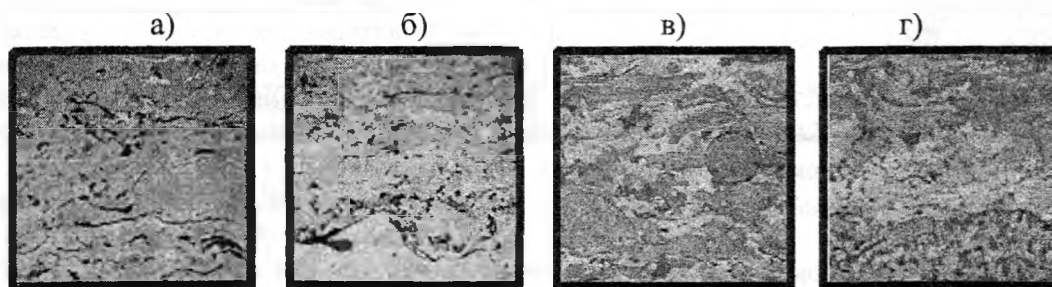


Рисунок 2– Структура покрытия из композиции №1, напыленного на оптимальных режимах
а) – нетравленое покрытие x200; б) – нетравленое покрытие с основой x200;
в) – травленое покрытие x200; г) – травленое покрытие с основой x200

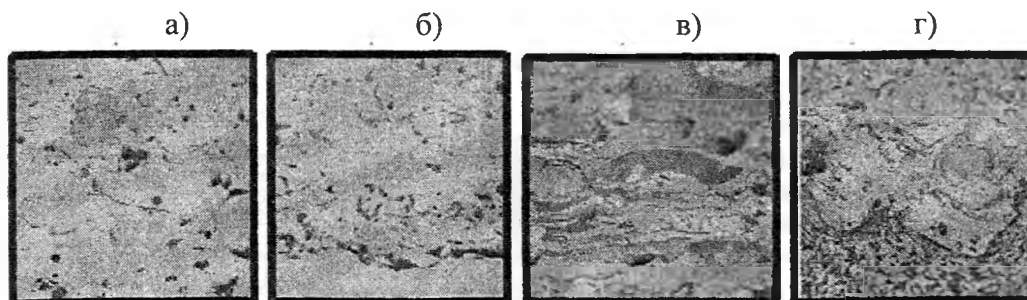


Рисунок 3 – Структура покрытия из композиции №2, до оптимизации
а) – нетравленое покрытие x200; б) – нетравленое покрытие с основой x200;
в) – травленое покрытие x200; г) – травленое покрытие с основой x200

Перед проведением исследования по программе количественного анализа необходимо было составить эталонный файл. Для этого задавался ряд стандартных условий, которые затем легко воспроизводятся и соблюдаются при проведении количественного анализа.

В качестве калибровочного элемента был выбран никель (Ni).

При проведении анализа автоматически вводятся поправки на поглощение, атомный номер и флуоресценцию.

Количественный анализ проводился по программе анализа данных 1, как указано в инструкции по эксплуатации программы ZAF-4/FLS. На экране дисплея анализатора записывался рентгеновский спектр образца. Затем спектр отправлялся в процессор, где проходила его полная обработка с введением всех поправок. После этого процессор выдавал весовое и атомное процентное содержание всех названных элементов с распечаткой их на бумаге.

Фотографии шлифов поверхности и поперечного среза покрытий из композиций представлены на рис. 1-4.

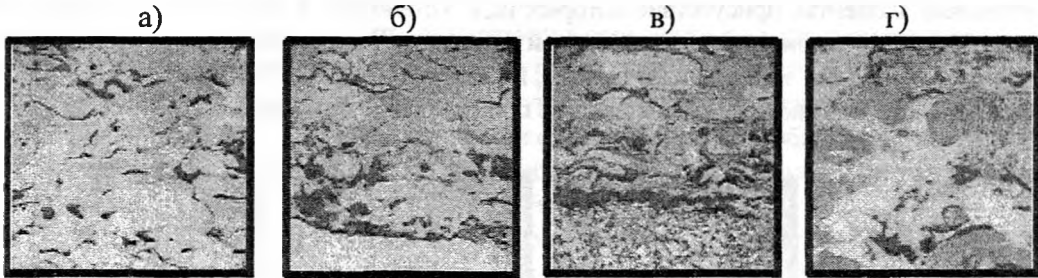


Рисунок 4— Структура покрытия из композиции №2, напыленного на оптимальных режимах
а) – нетравленное покрытие x200; б) – нетравленное покрытие с основой x200;
в) – травленное покрытие x200; г) – травленное покрытие с основой x200

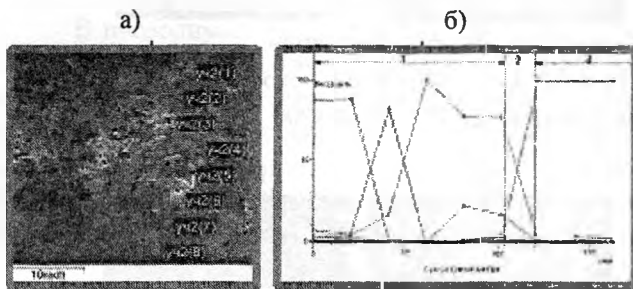


Рисунок 5 – Микроструктура покрытий (а) из композиции №1. Распределение легирующих элементов (б)

В основном эти покрытия состоят из сильно деформированных неравномерно травящихся частиц. В сердцевине отдельных частиц различима дендритная структура с дендритами преимущественно первого порядка. На отдельных участках покрытия имеют место хаотически расположенные скопления с большим или меньшим количеством мелкодисперсной упрочняющей фазы. Неравномерность травления свидетельствует о разнолегированности металлической матрицы, метаста-

бильном ее состоянии и высокой степени насыщенности покрытия легирующими элементами. Характер структуры для композиций, имеющих в своем составе порошок на основе железа соответствует выводам рентгеновского анализа о наличии в покрытии α - и γ -твердых растворов и свидетельствует о хаотичном их распределении.

Напротив, в пластифицированных частицах, вероятно за счет резкого уменьшения сечения при затвердевании и достаточно высокой температуры в начале контакта, а также ввиду того, что диффузия атомов бора происходит и после полного отвердевания до достижения некоторой критической температуры, идет процесс гомогенизации по химическому составу.

Структура покрытий после напыления характеризуется значительной неоднородностью как внутри отдельных частиц, так и по покрытию в целом. Такая картина наблюдается при различных режимах напыления и вне зависимости от состава композиции (рис. 1-4, а, в). Неравномерность структуры покрытий обусловлена двумя факторами. Во-первых, неоднородностью исходных частиц, гомогенизация которых в процессе напыления находится в начальной стадии; во-вторых, разными условиями их застывания. Интенсивность теплоотвода зависит от пористости: частицы, окруженные порами, остывают медленнее, а пористость покры-

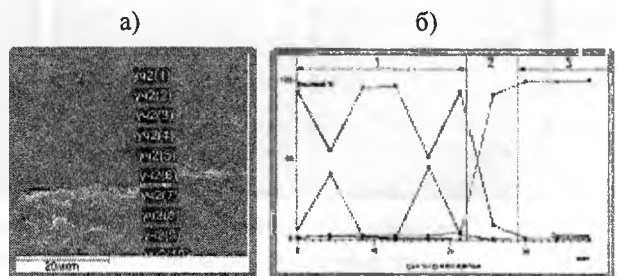


Рисунок 6 – Микроструктура покрытия (а) из композиции №2. Распределение легирующих элементов (б)

1 – покрытие, 2 – переходная зона (диффузионная зона),
3 – деталь (основа)

тия неравномерна. Медь, по-видимому, преимущественно растворяется в металлической фазе покрытия, однако отдельные ее включения заполняют поры между частицами. Покрытия, напыленные на оптимальных режимах из композиций с оптимизированными составами, характеризуются несколько более равномерной структурой, меньшей пористостью и меньшим количеством частиц, большим количеством пластифицированных частиц, что свидетельствует о лучшем их проплавлении. По-видимому, наличие на поверхности частиц легкоплавкой меди и ее более поздняя кристаллизация, а также терморреагирующих компонентов в некоторых композициях сопровождается выделением тепла, способствуют некоторому увеличению времени интенсивного протекания диффузионных процессов. Последний подтверждается рентгеноструктурным анализом (рис.5,6) данных покрытий.

Разработанные композиционные материалы по своим износостойким и прочностным свойствам удовлетворяют условиям работы крупногабаритных высоконагруженных валов бумагоделательных машин и были рекомендованы для практического использования на Слонимском картонно-бумажном заводе «Альбертин» при упрочнении-восстановлении таких валов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Батищев А.Н. Обоснование рационального способа восстановления деталей // Механизация и электрофикация сельского хозяйства. – 1992, №9-12. – с. 30-31. 2. ГОСТ 28377-89 «Порошки для газотермического напыления и наплавки. Типы». – Введ 01.01.91. 3. Лабораторные работы по дисциплине «Основы повышения эксплуатационных свойств поверхностей» для студентов специальности 1-36 01 04 «Оборудование и технология высокоэффективных процессов обработки материалов». В 2-х частях. Ч.1 / Н.В.Спиридонов, С.Э.Крайко, А.С.Володько. – Мн.: БНТУ, 2003. – 90 с.

УДК 621.373.826

Спиридонов Н.В., Соколов И.О., Беганский Д.А., Лукашевич О.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СЕРОГО ЧУГУНА, УПРОЧНЕННОГО ЛАЗЕРНЫМ ЛЕГИРОВАНИЕМ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Обеспечение научно-технического прогресса в машиностроении связано, прежде всего, с созданием новых конструкционных материалов и совершенствованием технологий их упрочнения. Благодаря успехам современного материаловедения создан широкий спектр материалов различного назначения с высокими эксплуатационными свойствами. Наиболее распространенными среди металлических конструкционных материалов являются сплавы на основе железа. Поэтому проблема совершенствования технологических методов их упрочнения остается весьма актуальной.

В настоящее время в связи с тем, что все больше узлов и агрегатов работает в тяжелых эксплуатационных условиях – при постоянно возрастающих скоростях и нагрузках – серьезно ужесточаются требования к качеству продукции машиностроительной отрасли, в частности свойствам рабочих поверхностей деталей. Расширение применения легированных сталей с высокими физико-механическими свойствами, которые для Республики Беларусь являются статьей импорта, малоэффективно из-за их высокой стоимости. Решить проблему можно с помощью нанесения защитных покрытий на рабочие поверхности деталей.

Развитие инженерии поверхности предполагает разработку технологических процессов нового уровня, позволяющих модифицировать поверхностный слой, радикально менять его структуру и свойства. Для модифицирования поверхности металлов предпочтение отдается методам упрочняющей обработки, использующих в качестве теплового источника концентрированные потоки энергии: лазерные, ультразвуковые, высокочастотные индукционные и другие.

Обработка материала сфокусированным излучением лазера является научным и техническим направлением технологии машиностроения и других областей промышленности, появившимся, когда были созданы мощные импульсные генераторы монохроматического излучения[1].

Термическое упрочнение материалов и сплавов лазерным лучом основано на локальном нагреве участка поверхности под воздействием излучения. При этом количество энергии, вложенное в металл, является достаточным для поверхностного нагрева, а внутренние слои металла остаются холодными. Затем происходит охлаждение этого поверхностного участка со сверхкритической скоростью в результате теплоотвода во внутренние слои металла. При этом время нагрева и время охлаждения незначительны, практически отсутствуют выдержка при температуре нагрева. Эти условия обеспечивают высокие скорости нагрева и охлаждения обрабатываемых поверхностных участков, в результате чего образуется уникальная структура материала, недостижимая другими методами и, как следствие, упрочнение поверхности.

Одним из важнейших этапов в процессе нанесения покрытия является выбор материалов. Он производится в зависимости от свойств поверхности (в данном случае микротвердости и износостойкости), которые необходимо получить. Наиболее часто применяют лазерное легирование следующими элементами:

углеродом, азотом, кремнием, бором, в зависимости от этого различают следующие виды легирования: цементация, азотирование, силицирование, борирование соответственно. Для достижения максимальной твердости и износостойкости с минимальными затратами, для упрочнения ВЧ50 в данной работе были выбраны следующие материалы: аморфный бор (В), карбид хрома (Cr_3C) и борид железа (FeВ). Это обусловлено следующими соображениями:

- обеспечивают требуемую износостойкость поверхности;
- данные материалы наносятся на упрочняемую поверхность в твердой фазе (смесь порошков со связующим веществом), что значительно упрощает процесс легирования;
- относительная дешевизна материалов;
- дополнительно не требуют вспомогательного оборудования;
- простота процесса.

Лазерное легирование производилось на установке «Комета-2» при следующих режимах:

- продольная подача – 150 мм/с,
- плотность мощности – 1 кВт/мм²,
- диаметр луча – 1 мм,
- коэффициент перекрытия – 0,25.

Важным физико-механическим свойством упрочненного слоя, определяющим его эксплуатационные характеристики, и в первую очередь износостойкость, является микротвердость. Важно знать, как распределяется микротвердость по глубине покрытия.

Для определения микротвердости покрытий, были изготовлены специальные образцы с поперечным срезом легированной поверхности. После шлифования и полирования поверхности производилось трехминутное травление поверхности в 5% растворе HNO_3 .

Испытания микротвердости производились при помощи микротвердомера ПМТ-3, методом восстановленного отпечатка, по стандартной методике при величине статической нагрузки $P=0,981$ Н (100 г).

Если при испытаниях хрупких покрытий на поверхности отпечатка или на прилегающих к нему участках обнаружены сколы и трещины, то результаты не учитываются.

Значение микротвердости определяется:

$$H_{\mu} = \frac{1854 \cdot P \cdot 10^4}{(k \cdot d)^2}, \text{ МПа}, \quad (1)$$

где P – нагрузка, г;

d – диагональ отпечатка, делений;

k – индивидуальный коэффициент прибора, $k=0,3$.

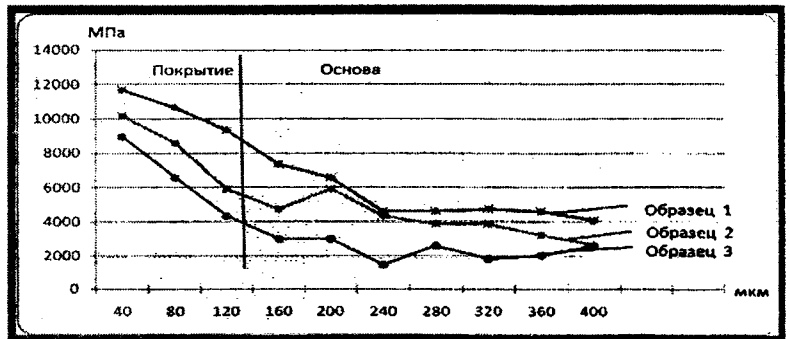
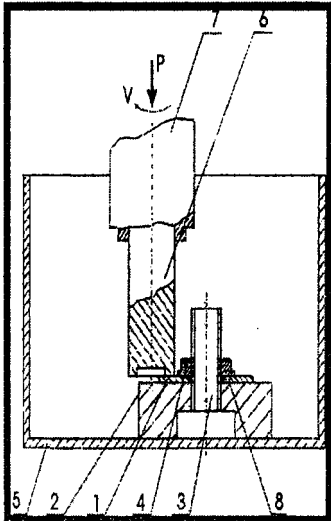


Рисунок 1. Распределения микротвердости по глубине покрытия: образец 1- Cr_3C ; образец 2- В; образец 3- FeВ

Далее строились сравнительные зависимости распределения микротвердости по глубине покрытия - рис. 1.

Анализ результатов проведенных испытаний показал, что наибольшей микротвердостью обладает образец, модифицированный карбидом хрома (Cr_3C), максимальная микротвердость у него составила 11680 МПа, при изначальной микротвердости чугуна 4590 МПа. Так же у него наблюдается значительно более глубокое проникновение легирующих элементов в основу. Образцы под номером 2 и 3, легированные бором (В) и боридом железа (FeB) соответственно, обладают меньшей микротвердостью и степенью проникновения, что в некоторых случаях ограничивает их применение. У всех образцов структура покрытия близка к гомогенной. После лазерного легирования рекомендуется окончательная механическая обработка – шлифование.



Были произведены испытания образцов на износостойкость экспресс-методом на машине торцевого трения по схеме диск – втулка (рис 2). Изнашивание образца 1 по данной схеме, осуществляется контртелом 6, представляющего собой втулку из твердого сплава ВК8. Нагрузка Р на образец 1 осуществляется набором грузов через шпindelь-рейку. На образце 1 в процессе трения образуется канавка, глубина которой представляет величину износа.

Рисунок 2 - Схема установки для проведения испытаний износостойкости
1 – испытуемый образец;
2 – подставка; 3 – шпилька; 4 – фиксирующая гайка;
5 – емкость; 6 – контртело;
7 – патрон; 8 – опора

Была задана нагрузка на образец 100 Н при скорости скольжения $V_{ск}=1,8$ м/с, длительность испытаний – 200 минут.

Скорость изнашивания определяется как среднее арифметическое пяти замеров по формуле [2]:

$$V = h/t, \quad (2)$$

где h – линейный износ за период испытаний, мкм; t – период испытаний, мин.

Изнашиваемость рассчитывалась как величина, обратная скорости изнашивания [2]:

$$I = 1/V. \quad (3)$$

Далее строилась сравнительная гистограмма износостойкости рис. 3.

Как видно из гистограммы, наибольшей износостойкостью обладает образец №1, легирующим элементом у которого является карбид хрома. Наименьшая износостойкость у образца легированного боридом железа. От части, это обусловлено небольшой глубиной проникновения легирующего элемента в основу.

Вывод: в данной работе были исследованы микротвердость и износостойкость поверхности серого чугуна, модифицированного лазерным легированием различными элементами. Анализ результатов показал, что более высокая износостойкость и микротвердость наблюдаются у поверхности, легированной карбидом хрома. Данный состав можно рекомендовать для упрочнения чугунных деталей типа бандажей и т.п. как наиболее перспективный.

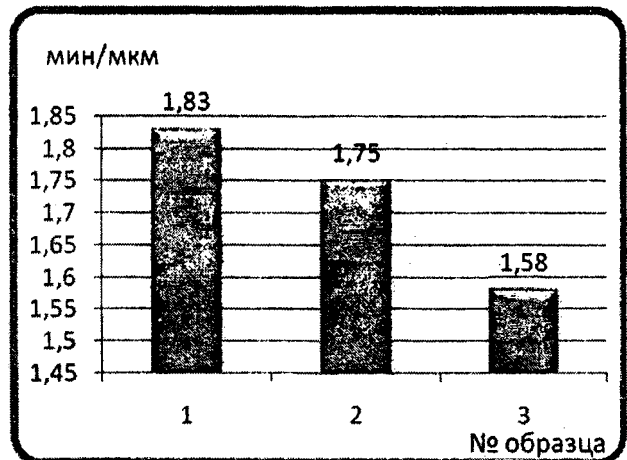


Рисунок 3 – Гистограмма износостойкости различных материалов: образец 1- Cr_3C ; образец 2- В; образец 3- FeB

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьянц А.Г. Основы лазерной обработки материалов. М.: Машиностроение, 1989. 304 с.: ил. 2. Исследование и изобретательство в машиностроении. Практикум / Под общ. Ред. М.М. Кане. – Мн.: УП «Технопринт», 2003. – 237 с.

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА МАО АЛЮМОКСИДНОЙ КЕРАМИКИ

ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси»
Минск, Беларусь

Возрастание роли финишных операций обработки конструкционной керамики обусловлено сложностью получения бездефектной поверхности, необходимостью обеспечения требуемых параметров качества поверхностного слоя и повышения производительности процесса. На повышение эффективности обработки керамических материалов существенное влияние оказывают их физико-механические свойства. К ним относятся высокая твердость, теплостойкость, износостойкость, хрупкость, прочность, устойчивость к резкому перепаду температур, высокая химическая инертность. Прочность поверхностного слоя деталей из керамических материалов в значительной степени определяется состоянием поверхности, в частности, наличием на ней сколов, микротрещин, микровыколов, которые могут быть следствием предшествующих (получение полуфабриката, формование, прессование, обжиг) или финишных стадий техпроцесса изготовления (механическая обработка) [1].

Некоторые проблемы повышения эффективности операций позволяет решить магнитно-абразивная обработка (МАО). При МАО сформированный магнитным полем ферроабразивный порошок осуществляет абразивное воздействие на обрабатываемую поверхность при «мягких» значениях силовых и температурных параметров, при этом исключается вредное влияние вибраций, биений, низкой точности настройки оборудования и др. [2, 3].

Целью настоящей работы является исследование влияния параметров процесса на повышение производительности магнитно-абразивной обработки керамики из оксида алюминия.

Исследования проводились по схеме магнитно-абразивной обработки, приведенной на рисунке 1 [4]. В рабочую зону между чашеобразными полюсными наконечниками 1, установленными с возможностью синхронного вращения помещали ферроабразивный порошок 2 и керамический образец 3.

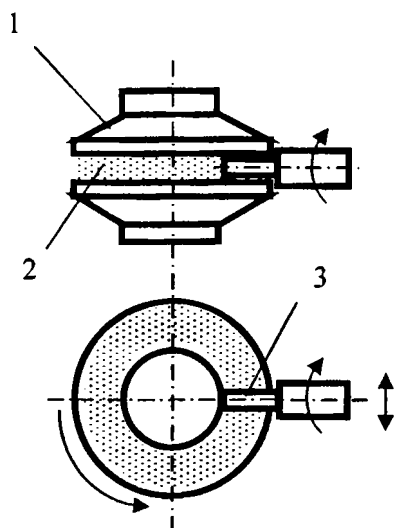


Рис. 1. Схема обработки образцов:

- 1 — полюсные наконечники;
- 2 — ферро-абразивный порошок;
- 3 — образец

При первой схеме обработки образцу 3 сообщали вращение вокруг собственной оси, перпендикулярной оси вращения инструмента и поступательное перемещение вдоль рабочего зазора, при этом полюсные наконечники 1 оставались неподвижны. При второй схеме обработки образцу 3 сообщали вращение вокруг собственной оси, перпендикулярной оси вращения инструмента, а полюсным наконечникам 1 — синхронное вращательное движение вокруг их общей оси вращения. Сформированный постоянным магнитным полем магнитно-абразивный инструмент в форме кольца 2, расположенный между торцевыми поверхностями наконечников 1, набегает на образец 3, огибает его и вновь восстанавливает свою форму. По истечении времени обработки образец быстро выводился из рабочей зоны. В каждой серии опытов обрабатывалась партия из 5 образцов. Между полюсами и образцами обеспечивали одинаковые рабочие зазоры.

Эксперимент был реализован на установке, содержащей горизонтально-фрезерный станок мод. 6М82 и магнитную систему с чашеобразными полюсными наконечниками. Вращение наконечникам сообщали при помощи электродвигателей магнитной системы, образцам — от шпинделя мод. ЭШ 48/2,2. Поступательное движение образцам обеспечивали за счет вертикального перемещения стола станка. Опытты осуществлялись в условиях реального технологического процесса обработки.

При обработке были приняты следующие значения технологических параметров: окружную скорость вращения образца изменяли в пределах $V=1,5 \dots 18,0$ м/с; зернистость порошка — $\Delta = 100/50 - 400/315$ мкм; рабочий зазор выбирали равным $\delta = 2$ мм; $\delta = 3,5$ мм. Постоянными технологическими

факторами были приняты: величина магнитной индукции в рабочем зазоре $B = 0,5$ Тл; скорость вращения полусных наконечников $V_{пн} = 2,05$ м/с; скорость подачи $V_{п} = 0,0017$ м/с; время обработки $t = 60$ с; СОЖ – 1,5 %-ый раствор эмульсола "Синма-2" в водопроводной воде. В качестве инструмента использовали ферромагнитный абразивный порошок «Полимам-Т» [5], материал абразивной составляющей – карбид титана TiC , микротвердость абразивной составляющей $H_a = 35...40$ ГПа, коэффициент заполнения зазора – $K_3 = 1$.

Осуществляли обработку образцов из керамики на основе Al_2O_3 размером $D \times l = 7 \times 40$ мм. Исходная шероховатость поверхности образца составляла $Ra = 1,47...1,62$ мкм, пористость – $\rho = 0,4...1,0$ %, микротвердость основы $H = 6,1...6,5$ ГПа, микротвердость включений $H_1 = 13,2...13,6$ ГПа.

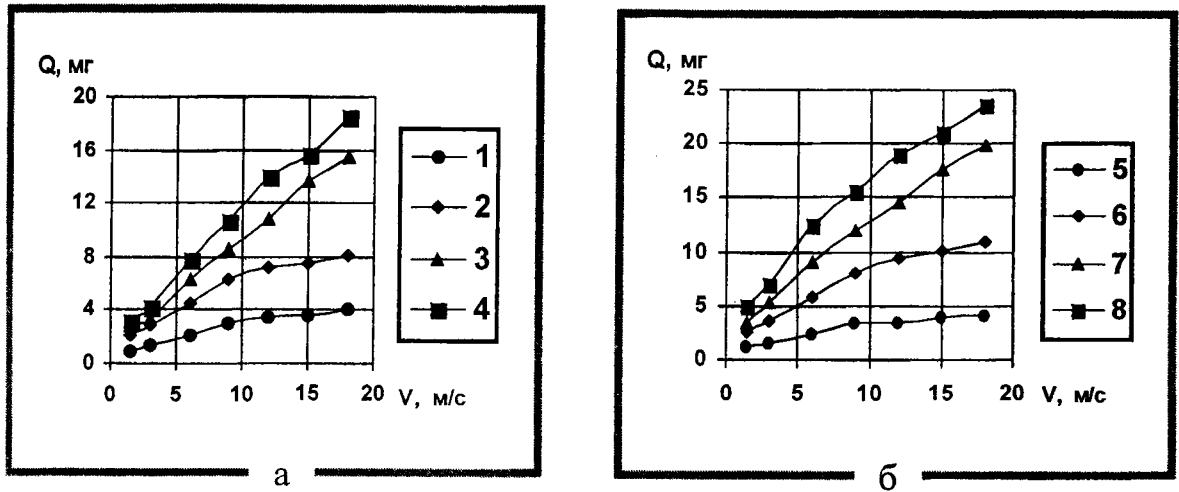


Рис. 2. Зависимость величины массового съема Q материала от окружной скорости вращения образца V и зернистости порошка Δ при обработке по схеме 1 ($V_{п} = 0,0017$ м/с, а – $\delta = 3,5$ мм, б – $\delta = 2,0$ мм): 1 – $\Delta = 100/50$ мкм; 2 – $\Delta = 200/160$ мкм; 3 – $\Delta = 315/200$ мкм; 4 – $\Delta = 400/315$ мкм

Значения весового съема определяли на весах ВЛА-200-М, шероховатость поверхности - на профилографе-профилометре мод. 252. Процесс магнитно-абразивной обработки керамических деталей изучался с позиций производительности обработки. За критерий производительности была принята величина съема материала Q .

Результаты исследований представлены на рисунках 2 и 3. Анализ полученных результатов показывает, что для рассматриваемых схем обработки величина съема материала образцов зависит от изменения скорости главного рабочего движения V , величины рабочего зазора δ и наличия относительных перемещений детали и инструмента. Обработка при наличии дополнительного вращательного движения полусных наконечников (рис. 3) по сравнению с обработкой без вращения (рис. 2) обеспечивает в 1,3...2,1 раза более высокую производительность по съему материала при любых значениях окружной скорости вращения образца, заданных величинах зазоров и значениях зернистости. Дополнительное рабочее движение инструмента позволяет увеличить значения массового съема с 8,17 мг до 17,49 мг или в 2,1 раза ($V=18$ м/с, $\delta=3,5$ мм), и с 10,98 мг до 21,93 мг, или в 2,0 раза ($V=18$ м/с, $\delta=2$ мм). Увеличение зернистости ферро-абразивного порошка с $\Delta = 100/50$ мкм до $\Delta = 400/315$ мкм приводит к возрастанию значений съема во всем исследуемом диапазоне скорости резания (с 0,92 мг до 3,16 мг для $V = 1,5$ м/с и с 4,02 мг до 18,46 мг для $V = 18$ м/с, рис. 2,а).

Обработка результатов экспериментов, представленных на рис. 2, а позволила получить следующие выражения для массового съема при обработке по схеме 1 с величиной рабочего зазора $\delta = 3,5$ мм:

$$Q_1 = 0,3219 + 0,3673V - 0,0091V^2; \quad (1)$$

$$Q_2 = 0,9010 + 0,7457V - 0,0192V^2; \quad (2)$$

$$Q_3 = 1,2639 + 0,8404V - 0,0230V^2; \quad (3)$$

$$Q_4 = 1,3234 + 1,0977V - 0,0960V^2; \quad (4)$$

где $Q_1 - Q_4$, мг - величина съема материала;
 V , м/с - окружная скорость вращения образца.

Обработка результатов, представленных на рис. 2, б позволила получить следующие выражения для массового съема при обработке по схеме 1 с величиной рабочего зазора $\delta = 2,0$ мм:

$$Q_5 = 0,6458 + 0,36V - 0,0094V^2; \quad (5)$$

$$Q_6 = 0,9863 + 0,9812V - 0,0233V^2; \quad (6)$$

$$Q_7 = 1,5025 + 1,3129V - 0,0230V^2; \quad (7)$$

$$Q_8 = 2,5137 + 1,7101V - 0,0281V^2, \quad (8)$$

где $Q_5 - Q_8$, мг - величина съема материала;
 V , м/с - окружная скорость вращения образца.

Наличие дополнительного вращательного движения инструмента способствует непрерывному контакту в системе деталь-инструмент, создает условия для повышения давления порошка на обрабатываемую поверхность, что обеспечивает повышение производительности обработки. Известно, что сочетание относительных движений детали и инструмента при наружном круглом шлифовании и полировании цилиндрических поверхностей приводит к заметному увеличению съема и уменьшению шероховатости обработанной поверхности.

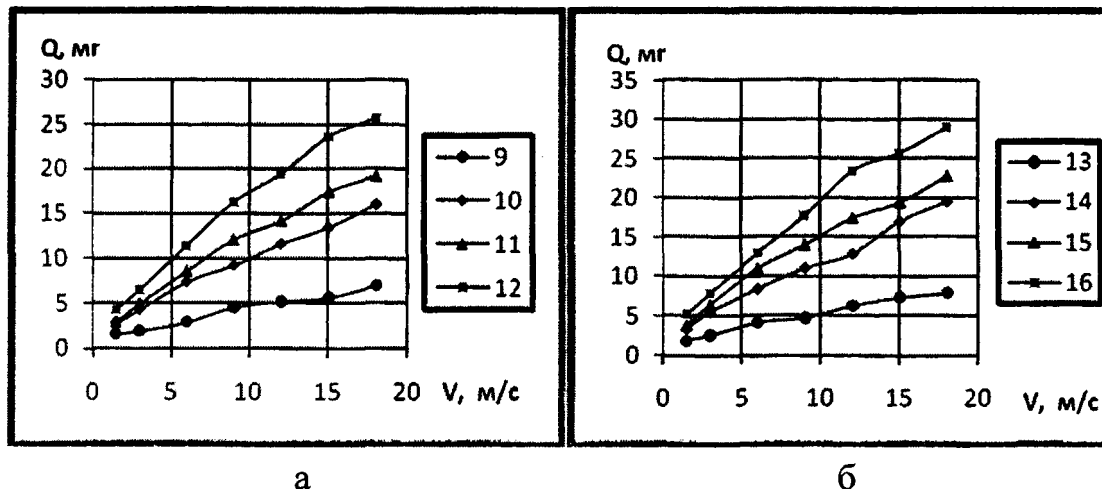


Рис.3. Зависимость величины массового съема Q материала от окружной скорости вращения образца V и зернистости порошка Δ при обработке по схеме 2 ($V_{\text{пл}} = 2,05$ м/с, $a - \delta = 3,5$ мм, $b - \delta = 2,0$ мм): 1 - $\Delta = 100/63$ мкм; 2 - $\Delta = 200/160$ мкм; 3 - $\Delta = 315/200$ мкм; 4 - $\Delta = 400/315$ мкм

Обработка результатов экспериментов, представленных на рис. 3 позволила получить следующие выражения для массового съема при обработке по схеме 2:

$$Q_9 = 0,9682 + 0,3901V - 0,0036V^2; \quad (9)$$

$$Q_{10} = 1,4702 + 0,9727V - 0,0086V^2; \quad (10)$$

$$Q_{11} = 0,9744 + 1,3943V - 0,0211V^2; \quad (11)$$

$$Q_{12} = 1,2956 + 1,89781V - 0,0296V^2, \quad (12)$$

$$Q_{13} = 1,2565 + 0,4918V - 0,0066V^2; \quad (13)$$

$$Q_{14} = 2,3882 + 0,9259V + 0,0013V^2; \quad (14)$$

$$Q_{15} = 1,8395 + 1,5824V - 0,0245V^2; \quad (15)$$

$$Q_{16} = 1,9496 + 2,0988V - 0,033V^2, \quad (16)$$

где $Q_9 - Q_{16}$, мг - величина съема материала;
 V , м/с - окружная скорость вращения образца.

Другой причиной, объясняющей зарегистрированный характер зависимостей, является восстановление абразивных свойств и плотности ферроабразивной массы и является особенностью предложенной схемы MAO (рис. 1). При вращении наконечников 1 сформированный в кольцевую щетку ферроабразивный порошок 2 набегает на образец 3 и оказывает на него абразивное воздействие. В рабочей зоне под действием сил резания, обусловленных вращающимся образцом, частицы порошка перемещаются в сторону наконечника, следующего вторым по направлению её вращения, т.е. в сторону уменьшения рабочего зазора. При этом частицы порошка дополнительно (помимо действия сил магнитного поля) уплотняются, возрастает интенсивность механического заклинивания, что приводит к увеличению жесткости щетки и сил резания. Под действием сил резания происходит перемешивание слоя порошка, производящего обработку, с частицами, ранее не участвовавшими в резании и переориентация частиц, участвовавших в обра-

ботке. Частицы порошка, огибающие образец 3, попадают на расстояние, достаточное для их взаимного притяжения, выстраиваются цепочками вдоль магнитных силовых линий, замыкая магнитный поток в зазоре и обеспечивая плотность порошка равную исходной, или близкую к ней. Тем самым происходит перемешивание и переориентация ферромагнитных абразивных зерен, восстановление рабочих свойств магнитно-абразивной массы, равных исходным или близким к ним.

Увеличение окружной скорости интенсифицирует указанные явления. Увеличивается общее количество абразивных взаимодействий в единицу времени, возрастают силы резания, что приводит к увеличению производительности обработки.

Полученные результаты свидетельствуют о предпочтительности сочетания вращения детали с вращением инструмента в форме кольца по сравнению со способом обработки, содержащим поступательное перемещение детали вдоль рабочего зазора. Преимущества метода обусловлены увеличением результирующей скорости резания за счет дополнительного движения инструмента относительно образца, несовпадением траекторий перемещения зерен порошка по поверхности детали и направлением рисков исходной шероховатости. Самозатачивание и переориентация порошковой массы, обеспечиваемые за счет движения инструмента, способствует повышению её режущей способности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ваксер Д.Б. и др. Алмазная обработка технической керамики. – Л.: Машиностроение, 1976. – 160 с.
2. Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. – Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с.
3. Устинович Д.Ф. Исследование эффективности МАО керамики из оксида алюминия // Технология машиностроения. – 2003. – №1. – С.30–32.
4. Устинович Д.Ф., Ящерицын П.И. Возможность скоростной магнитно-абразивной обработки // Вести НАН Б. Сер. физ.-техн. наук, 1998. – №3. – С. 53–57.
5. Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. – М.: Металлургия, 1990. – 176 с.

УДК 549.2:535.211

Голубев В.С., Романчук И.А., Черникович В.Н.

МОДЕРНИЗАЦИЯ УСТАНОВКИ ВОЗДУШНО- ПЛАЗМЕННОЙ РЕЗКИ «КИЕВ-4М» ПОД ЗАДАЧИ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ

*Физико-технический институт НАН Беларуси, Минск,
Беларусь*

Необходимым условием прогресса промышленного производства, дальнейшего роста ВВП, выполнение программы импортозамещения является совершенствование технологических процессов соединения и обработки материалов. Поэтому трудно переоценить значение разработки новых способов сварки, резки и модифицирования поверхности стали и сплавов с использованием в качестве теплового источника концентрированных потоков энергии лазерного излучения и плазменного факела.

Общим для этих методов является подвод тепловой энергии в заданную точку поверхности, последовательный нагрев соседних точек в результате относительного перемещения теплового пучка, скоростное охлаждение нагретого слоя кондуктивным теплоотводом во внутренние слои заготовки или детали. Такой способ нагрева и охлаждения позволяет изменять структуру и свойства поверхностных слоев только в заданных участках детали, т.е. в результате его проведения высокая твердость поверхностных слоев сочетается с высокой вязкостью внутренних объемов, что позволяет упрочнять и восстанавливать изношенные поверхности и увеличивать сроки эксплуатации деталей машин и механизмов в 1.5-2 и более раз.

Плазменная струя в качестве теплового источника обладает преимуществами перед инфракрасными лазерами прежде всего по причинам экономическим. Кроме того, здесь не требуется сложной оптико-механической системы транспортировки лазерного луча. В тоже время мощность дуги, создаваемая плазменным факелом, может достигать 4-6 кВт, т.е. близка к аналогичной

характеристике при лазерной обработке. Скоростной плазменный нагрев поверхности позволяет получать те же эффекты модифицирования структуры и свойств материала, что и лазерный нагрев.

При решении поставленных задач с экономической точки зрения важно максимально использовать потенциал имеющегося оборудования, по возможности, расширить спектр решаемых задач, в том числе и не стандартных. Учитывая данное обстоятельство и была произведена модернизация установки воздушно-плазменной резки «КИЕВ-4М».

Существенное влияние на процессы, происходящие при использовании плазменной струи вообще и при термическом поверхностном упрочнении в частности, оказывают электрические параметры системы источник-дуга, причем ключевой проблемой этой системы является вопрос устойчивости дуги.

Условие статической устойчивости горения дуги – вольт -амперная характеристика (ВАХ) источника должна быть круче ВАХ дуги.

Динамическая устойчивость определяется из следующего уравнения: $e = iR + L \frac{di}{dt} + E + ir$, где e , i – мгновенные значения соответственно напряжения холостого хода выпрямителя и тока в цепи источник-дуга; E - напряжение дуги на независимом участке ВАХ дуги ; r - нелинейное омическое сопротивление дуги (положительное на возрастающем участке ВАХ дуги и отрицательное на падающем); R , L - приведенные к цепи выпрямленного тока суммарные активное сопротивление и индуктивность источника.

Динамическая устойчивость горения дуги диктуется следующими условиями:

- непрерывностью тока дуги при пульсирующем напряжении на выходе выпрямителя, обеспечиваемой оптимальной величиной индуктивности силового трансформатора и сглаживающего дросселя ;
- отсутствием автоколебаний тока дуги, возникающих при определенных условиях в резонансных (индуктивно-емкостных) источниках или в источниках с обратными связями[1].

Использование установки воздушно-плазменной резки «Киев-4М» для осуществления процессов термического поверхностного упрочнения и наплавки сопряжено с рядом принципиальных трудностей. Большой расход плазмообразующего газа, конструктивные особенности катодно-сопловой камеры и завихрителя плазмотрона, высокое питающее напряжение дежурной и прямой дуги приводят к генерации высокоскоростной (жесткой) плазменной струи. При нагреве обрабатываемой поверхности до температуры плавления высокое давление плазменной струи и газодинамическое давление газа вызывают деформацию расплавленного металла, что характерно для плазменной резки.

Известно, что форма и размеры сопла в значительной степени определяют свойства и параметры сжатой дуги. Уменьшение диаметра сопла и увеличение его длины приводят к возрастанию скорости потока плазмы и повышению напряжения дуги. Дуга становится более концентрированной, жесткой, ее проплавляющая способность повышается. Эти важные свойства дуги способствуют повышению производительности при плазменной резке и сварке металлов. Однако, при наплавке и закалке качество обработки повышается при работе на средних и мягких режимах, обеспечиваемых путем выбора конфигурации формирующей системы плазмообразующего сопла и расхода газа.

Для осуществления процессов плазменной закалки и наплавки были модернизированы блок питания и плазмотрон установки воздушно-плазменной резки «Киев-4М» для работы в режиме прямого действия.

В режиме воздушно-плазменной резки источник питания дежурной дуги имеет относительно высокое напряжение (~300 В) и работает кратковременно до включения основной (прямой) дуги. Это происходит следующим образом. При срабатывании высоковольтного поджига включаются контакты магнитного пускателя и зажигается дежурная дуга между катодом и соплом плазмотрона. При касании видимого факела плазменной струи подложки (изделия) загорается прямая дуга между катодом плазмотрона и подложкой, питаемая от индуктивно-емкостного преобразователя. При достижении тока прямой дуги ~ 100А срабатывает реле минимального тока, магнитный пускатель разрывает цепь питания блока поджига и питание дежурной дуги [2].

В электрическую цепь плазменной установки «Киев-4М» были внесены следующие изменения:

- вместо резистора R1 установлен балластный резистор RB1 с максимальной рассеиваемой мощностью ≤ 12 кВт, состоящий из шести параллельно включенных ТЭНов воздушного охлаждения
- в цепь питания дежурной дуги включен балластный реостат РБ-300
- введены два сварочные выпрямителя ВД-306УЗ

Индуктивно-емкостной преобразователь отключался от силовой трехфазной цепи.

Сварочные выпрямители соединялись последовательно и использовались для питания прямой и дежурной дуги. Плюс сварочных выпрямителей через сглаживающий дроссель подключался к подложке (изделию), а через развязывающий диод Д1 и балластный реостат РБ-300 – к соплу. Это позволяло осуществить режим дуги прямого действия без и при наличии дежурной дуги. Ток дежурной дуги регулировался с помощью балластного реостата, а прямой – посредством изменения напряжения сварочных выпрямителей. С целью обеспечения работы автоматики плазменной установки «Киев-4М» на токах прямой дуги < 100 А, было увеличено число витков реле минимального тока КА1.2 примерно в два раза. При включении высоковольтного поджига появлялась дежурная дуга между катодом и соплом плазмотрона от источника питания установки «Киев-4М». При достижении тока прямой дуги > 30 А приходило в действие реле минимального тока КА1.2. При этом контакты КМ3.3 магнитного пускателя отключали источник питания. Далее дежурная и прямая дуги поддерживались сварочными выпрямителями с падающей вольт-амперной характеристикой.

Дуга прямого действия широко применяется при сварке, резке и наплавке металлов. Для повышения устойчивости ее работы в процессах плазменной закалки и наплавки рекомендуется использовать комбинированный режим, при котором одновременно поддерживается и малоамперная дежурная дуга.

Процессы плазменной обработки протекают при существенно различающихся расходах плазмообразующего газа. При плазменной резке металлов, в частности, на установке «Киев-4М» он составляет ~ 60 л/мин, в тоже время как для плазменной закалки обычно не превышает десятка литров в минуту. Соответственно, плазмотроны, применяемые для этих методов плазменной обработки, имеют различные конструктивные особенности: размеры канала сопла и катода, междуэлектродные промежутки и т.п., при этом общими требованиями являются:

- высокое качество формирования плазменной дуги, обеспечиваемое геометрией катодно-сопловой камеры плазмотрона;
- максимальный режим работы теплонагруженных элементов плазмотрона (катода и сопла), возможность их быстрой замены, невысокая стоимость;
- малая масса, надежность в эксплуатации, герметичность плазмотрона и его кабель-шланговых коммуникаций;
- возможность использования в труднодоступных местах при различной конфигурации изделий.

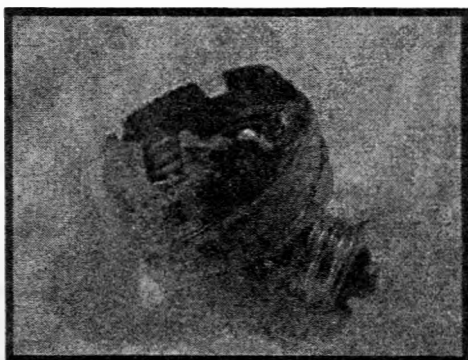


Рисунок 1. – Гайка - завихритель плазмотрона ВПР- 15 после непродолжительной работы



Рисунок 2. - Модернизированный катодный узел

Как уже упоминалось, наиболее критичным фактором, влияющим на магнитодинамическую устойчивость столба дуги, является расход плазмообразующего газа, который при осуществлении процессов термической закалки и наплавки не должен превышать некоторого порогового значения. В противном случае, как показали экспериментальные исследования, дежурная дуга ведет себя крайне неустойчиво, загораясь не при каждом включении поджига, иногда отсутствует

видимый факел, к тому же буквально после нескольких включений наблюдалось сильное оплавление (рис.1) гайки-завихрителя, что делает невозможным её (и следовательно плазмотрона ВПР-15) дальнейшее использование.

В связи с данными обстоятельствами было принято решение об изменении конфигурации формирующей системы для требуемого расхода плазмообразующего газа. Корпус ВПР-15 оставлен прежним, замене подлежал катодный узел. Вместо термического (пленочного) катода использовался вольфрамовый стержень диаметром 1,5 мм определенной длины и соответствующая по геометрии катодно – сопловой камеры медная гайка завихритель, содержащая прорезанные каналы для плазмообразующего газа (рис.2).

Оптимизированные характеристики модернизированного плазмотрона ВПР-15 для плазменной термообработки были следующие:

- ток прямой дуги – 90-100 А;
- ток косвенной дуги – 20-40А;
- длина канала сопла – 3,5 мм;
- расстояние между катодом и соплом – 4 мм;
- расход плазмообразующего газа – 4-5 л/мин.

С усовершенствованным для решения задач поверхностного термического упрочнения плазмотроном ВПР-15 был проведен ряд экспериментов по закалке образцов стальных поверхностей (Ст.3 и 60ПП). Получены вполне обнадеживающие результаты. В частности, на стали 60ПП ширина дорожки в результате плазменной закалки составляла ~5 мм, глубина зоны термического влияния доходила до 1,5 мм, микротвердость - до 10000 МПа. После плазменного модифицирования ширина дорожки составляла ~4 мм, глубина зоны термического влияния ~1,1мм, микротвердость - до 13000 МПа. Структура вблизи поверхности представляла собой игольчатый мартенсит, далее наряду с мартенситом появлялся троостит, а затем также и феррит. В процессе дальнейшей эксплуатации планируется произвести оценку ресурса работы модернизированного плазмотрона, в частности, подбором оптимального теплового режима минимизировать неизбежную эрозию катода, возникающую вследствие наличия 1-2 % кислорода в плазмообразующем газе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Эсибян Э.М. Воздушно-плазменная резка: состояние и перспектива.// Автоматическая сварка. 2000, №12, С.6-20. 2. Аппарат А 16 12 УХЛ4 для воздушно-плазменной резки металлов «Киев-4М». Техническое описание и инструкция по эксплуатации. Институт электросварки им. Е.О. Патона.

УДК 621.793

Акулович Л.М., Миранович А. В.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ НАПЛАВКОЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЭНЕРГИИ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ

*Белорусский государственный аграрный технический университет,
Минск, Республика Беларусь*

Введение. Механизм нанесения покрытий при наплавке в электрическом и магнитном полях состоит из двух основных этапов: формирования межэлектродных токопроводящих цепочек из частиц ферромагнитного порошка; расплавление частиц порошка под действием электрического тока, проходящего по образовавшимся цепочкам, и нанесение расплава на упрочняемую поверхность.

На первом этапе превалирует действие на процесс наплавки магнитного поля, на втором – электрического. Генератором магнитного поля являются электромагнитные катушки (ЭМ) [1] или постоянные магниты (ПМ) [2].

Отличительной особенностью магнитного поля, генерируемого ЭМ, является наличие переменной составляющей величины напряженности магнитного поля, которая оказывает основное влияние на величину силы, прижимающей частицу порошка к упрочняемой поверхности [3]

$$f_{\varphi} = \frac{4}{3} \sum_{i=1}^n \frac{\mu \Delta_i^2 b_i K H_i}{R_i + \Delta_i},$$

где n – число частиц в цепочке; R_i – расстояние от границы i -й частицы до оси упрочняемой поверхности, м; Δ_i , b_i – размеры большой и малой осей эллипсоида, описывающего i -ю частицу, м; μ – магнитная проницаемость порошкового материала, Гн/м; K – магнитная восприимчивость материала порошка, Гн/м; H_i – напряженность магнитного поля у верхней границы зерна, А/м.

В свою очередь, изменение силы f_{φ} влияет на стабильность электрической проводимости цепочек из частиц порошка и на свойства полученных покрытий. В связи с этим в задачу исследований входило сравнительное изучение пористости и микротвердости покрытий, нанесенных на установках с магнитными системами (МС) на электро- и постоянных магнитах.

Методики проведения исследований микротвердости и пористости покрытий. В качестве образцов использовались кольца с наружным диаметром 40 мм, внутренним – 16 мм и высотой 12 мм из стали 45 ГОСТ 1050 – 88, микроструктура которых в исходном состоянии представляла собой смесь феррита и сорбитообразного перлита. Твердость – 240 НВ.

Микротвердость измеряли на приборе ПМТ – 3 по стандартной методике. Толщину диффузионных слоев и зоны термического влияния измеряли по распределению микротвердости в сечении образцов при помощи окулярной вставки со шкалой и увеличением $\times 200$.

Изучение открытой пористости образцов проводилось на поверхности покрытий нетравленных микрошлифов. Исследование выполнялось на автоматическом анализаторе изображения «Mini MagiScan» фирмы «Jouze Loebel» с компьютерной обработкой данных по программе количественного анализа. Определение пористости покрытий и размера пор состояло из следующих этапов: калибровка и фиксация изображения; сегментирование; выбор необходимых измерений.

При этом в автоматическом режиме измерялась площадь пор и вычислялась по программе на ЭВМ поверхностная (открытая) пористость Π , измеряемая в процентах

$$\Pi = \frac{F_p}{F_{\Sigma}} \cdot 100\%$$

где F_p – площадь пор, мм²; F_{Σ} – общая видимая площадь поля, мм².

Объемную пористость покрытий определяли методом гидростатического взвешивания [1]. Насыщающей жидкостью служил керосин, в котором время выдержки образцов при температуре 18 °С составляло 24 ч. Объемная пористость Π определялась по формуле

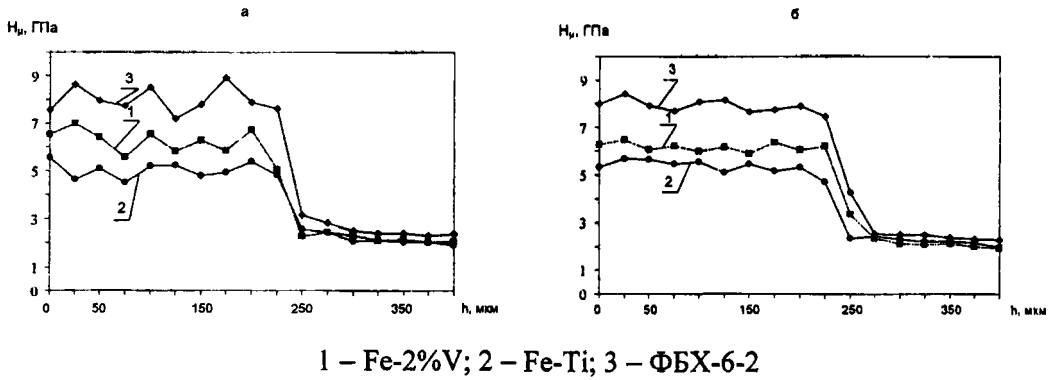
$$\Pi = \frac{(m_1 - m_2)}{\rho_{\zeta}} \cdot \frac{1}{V} \cdot 100\%$$

где m_1 , m_2 – масса покрытия до и после пропитки соответственно, кг; ρ_{ζ} – плотность насыщающей жидкости, кг/м³; V – объем покрытия, м³.

Исследования проводились на пяти образцах с нанесенными покрытиями из композиционных порошков Fe – 2%V, Fe – Ti и ФБХ 6-2 для каждого вида магнитной системы.

Микротвердость и пористость покрытий. На рисунке 1 представлены зависимости распределения микротвердости по глубине наплавленного слоя. Анализ результатов позволяет сделать вывод, что твердость изменяется по трем выраженным участкам: покрытие, зона термического влияния и основа. Установлено, что для слоев, полученных наплавкой с МС на ПМ, колебания микротвердости по толщине являются небольшими и значения микротвердости находятся в пределах 4,5 ... 6,0 ГПа для покрытий из порошков Fe – 2%V и Fe – Ti, для покрытия из порошка ФБХ 6-2 в пределах 7,3 ... 8,7 ГПа. Обусловлено это формированием в результате скоростного охлаждения более однородной мелкодисперсной структуры. Для покрытий, полученных наплавкой с МС на ЭМ, колебания микротвердости по толщине более существенны и значения микротвердости находятся в пределах 4,5 ... 7,0 ГПа для покрытий из порошков Fe – 2%V, Fe – Ti и 7,0 ... 9,1 ГПа для покрытия из порошка ФБХ 6-2. Это связано с тем, что в наплавленном слое присутствует разветвленная пористость. Максимальная твердость наблюдается у покрытий из порошка ФБХ 6-2, полученных наплавкой с МС на ЭМ и ПМ, что обусловлено присутствием в структуре слоев закалочного мартенсита и комплексных боридов хрома CrB₂, Cr₃B₃, ферроборида Cr_{1,65}Fe_{0,35}B_{0,96}, а также боридов на основе железа FeB и FeB₂. При этом в покрытиях, полученных наплавкой с МС на ЭМ (рисунок 1, а), наблюдаются пики микротвердости, что указывает о повышенном содержании углерода в слое вследствие проплавления основы. Толщина слоев покрытий

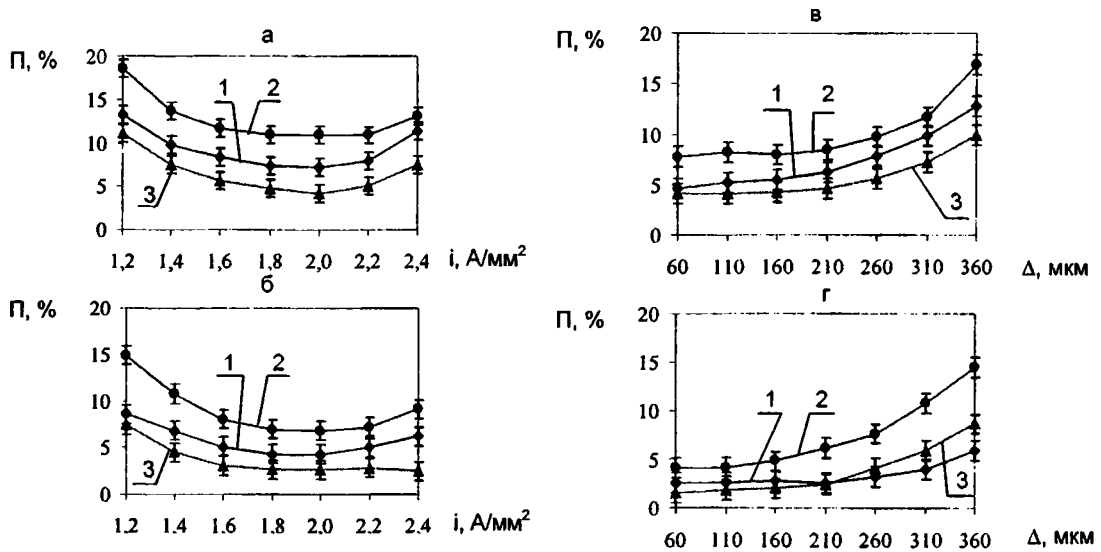
находится в пределах 200 ... 300 мкм.



1 – Fe-2%V; 2 – Fe-Ti; 3 – ФБХ-6-2
 Рисунок 1 – Распределение микротвердости по толщине наплавленного слоя, полученного наплавкой с использованием магнитных систем на ЭМ (а) и ПМ (б) композиционных порошков

Участок зоны термического влияния (ЗТВ) для исследуемых покрытий, полученных наплавкой с МС на ЭМ, характеризуется немонотонным изменением микротвердости в связи с образованием структуры полной закалки и резким переходом до твердости исходного образца. При этом толщина ЗТВ составляет примерно 60 ... 90 мкм. Наплавленные слои, полученные наплавкой с МС на ПМ, отличаются тем, что микротвердость меняется более плавно (рисунок 1, б), а протяженность ЗТВ находится в пределах 80 ... 110 мкм. Это связано, по-видимому, с тем, что происходит более полное протекание процесса закалки в результате более длительного термического воздействия ванны расплава композиционного порошка на прилежащие к этой зоне поверхностные слои.

Известно [1], что наибольшее влияние на пористость покрытий оказывают плотность разрядного тока и размер зерен композиционного порошка, так как первый параметр характеризует условие нагрева и последующего плавления цепочек микроэлектродов порошка в рабочем зазоре, а второй – плотность распределения жидкой фазы порошка по толщине покрытия.



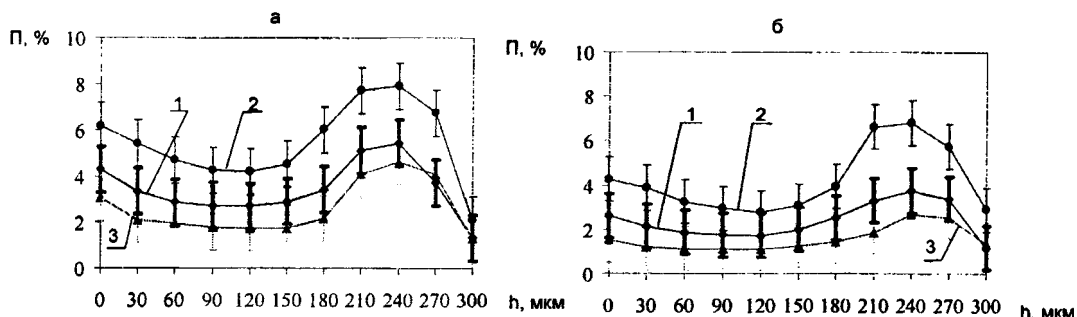
1 – разброс значений объемной пористости для композиционных порошков

1 – Fe-2%V; 2 – Fe-Ti; 3 – ФБХ-6-2

Рисунок 2 – Зависимость объемной пористости покрытий П от плотности разрядного тока i (а, б), размера частиц порошка Δ (в, г), полученных наплавкой с применением МС на ЭМ (а, в) и ПМ (б, г) композиционных порошков

В связи с этим проводились исследования зависимости пористости покрытий из порошков Fe-2%V, Fe-Ti и ФБХ-6-2 от плотности разрядного тока i и размера частиц композиционного порошка. Анализ результатов исследований (рисунок 2) показал, что объемная пористость покрытий

в зависимости от технологических факторов и материала покрытий, полученных наплавкой на установках с МС на ЭМ и ПМ, может меняться в пределах 5,0 ... 18,0 % и 3,0 ... 14,0 % соответственно. Более низкая объемная пористость покрытия из порошка ФБХ-6-2 по сравнению с другими покрытиями объясняется высокой химической активностью хрома и бора, которые активизируют процесс уплотнения наплавленного слоя за счет увеличения жидкотекучести расплава и более полного вывода шлаков и газов. Наибольшее влияние на объемную пористость оказывает плотность разрядного тока, наименьшее – размер частиц композиционного порошка. Результаты исследований показывают, что повышение температуры наплавки за счет увеличения плотности разрядного тока от 1,2 до 2,0 А/мм² приводит к снижению пористости покрытий от 18,0 до 3,0 % в результате уменьшения промежутков между каплями расплава частиц порошка. Однако при температуре, превышающей температуру плавления частиц порошка, происходит увеличение пористости в результате увеличения растворимости газов. Изменение размеров частиц порошка от 360 до 180 мкм приводит к снижению пористости в 1,35 раза.



I – разброс значений пористости для различных порошков

1 – Fe-2%V; 2 – Fe-Ti; 3 – ФБХ-6-2

Рисунок 3 – Распределение пористости по глубине покрытий, полученных наплавкой с использованием МС на ЭМ (а) и ПМ (б) композиционных порошков

Покрытия, полученные наплавкой на установках с МС на ЭМ и ПМ на оптимальных режимах, имеют объемную пористость в пределах 5,0 ... 12,0 % и 3,0 ... 7,0 % соответственно.

Анализ результатов исследований распределения пор по глубине покрытий (рисунок 3) показал, что наибольшая пористость находится на границе покрытия и основы. Это объясняется тем, что в процессе нанесения покрытий происходит захлопывание газа каплями расплава порошка на поверхности заготовки и усадка при переходе жидкой фазы в твердую в результате уменьшения растворимости газов при отводе тепла в основу.

В большинстве случаев на границе покрытия и основы фиксируются шаровидные поры

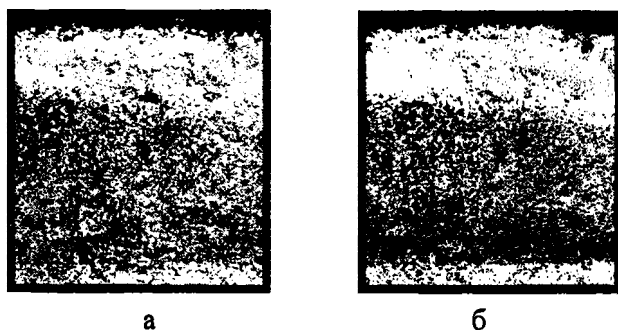


Рисунок 4 – Фотографии пористой микроструктуры покрытий, полученных наплавкой композиционного порошка Fe – Ti (×200) с использованием установок с МС на ЭМ (а) и ПМ (б)

размером 10 ... 20 мкм (рисунок 4). Следует отметить, что повышенная пористость наблюдается и в поверхностных слоях покрытий. В большей степени она выражена для покрытия, полученного наплавкой порошка Fe-Ti, в меньшей – для покрытия из порошка ФБХ-6-2. При этом открытая пористость образуется по границам застывших капель расплава порошка в виде продолговатых округлых пор. Поры размером 20 ... 30 мкм распределены по поверхности покрытия неравномерно.

Таблица – Открытая пористость покрытий
из композиционных порошков

Материал покрытия	Открытая пористость, %		
	min	max	средняя
Наплавка с применением ЭМ			
Fe-2%V	4,0	8,0	6,0
Fe-Ti	6,0	11,0	8,5
ФБХ-6-2	4,0	7,5	5,5
Наплавка с применением ПМ			
Fe-2%V	3,0	6,0	4,5
Fe-Ti	5,0	9,0	7,0
ФБХ-6-2	2,0	5,0	3,5

Анализ результатов исследований показал, что открытая пористость покрытий, полученных наплавкой на установках с МС на ЭМ и ПМ, находится в пределах 4,0 ... 12,0 % и 2,0 ... 9,0 % соответственно. Это свидетельствует о работоспособности покрытий, в особенности, при трении с ограниченной смазкой, так как поры являются аккумуляторами смазочного материала. Меньший предел значений открытой пористости покрытий, полученных наплавкой с применением ПМ, обеспечивается за счет уменьшения градиента плотности подводимого теплового потока и скорости охлаждения покрытий. Это достигается при следующем режиме наплавки: расход рабочей жидкости $q = 0,9 \cdot 10^{-3} \text{ дм}^3/(\text{с} \cdot \text{мм}^2)$; плотность разрядного тока $i = 1,65 \text{ А/мм}^2$; величина рабочего зазора $\delta = 1,5 \text{ мм}$; скорость подачи $S = 0,15 \text{ мм/об}$; окружная скорость заготовки $V = 0,050 \text{ м/с}$; расход порошка $q = 2,75 \cdot 10^{-3} \text{ г/с} \cdot \text{мм}^2$.

Заключение. На основании полученных результатов исследований физико-механических свойств покрытий можно сделать следующие выводы:

1 Покрытия, полученные наплавкой на установках с МС на ЭМ и ПМ на оптимальных режимах, имеют объемную пористость в пределах 5,0 ... 12,0 % и 3,0 ... 7,0 % соответственно. Показано, что открытая пористость покрытий, полученных наплавкой с использованием установок с МС на ЭМ и ПМ, находится в пределах 4,0 ... 12,0 % и 2,0 ... 9,0 % соответственно.

2 Изменение микротвердости по толщине покрытий, полученных наплавкой с МС на ПМ, находятся в пределах 4,5 ... 6,0 ГПа для покрытий из порошков Fe – 2%V и Fe – Ti, для покрытия из порошка ФБХ 6-2 в пределах 7,3 ... 8,7 ГПа, что обусловлено формированием в процессе наплавки более однородной мелкодисперсной структуры. Для покрытий, полученных наплавкой с МС на ЭМ, колебания микротвердости по толщине более существенны и значения микротвердости находятся в пределах 4,5 ... 7,0 ГПа для покрытий из порошков Fe – 2%V, Fe – Ti и 7,0 ... 9,1 ГПа для покрытия из порошка ФБХ 6-2, что связано с присутствием в наплавленном слое разветвленной пористости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ракомсин А. П. Упрочнение и восстановление изделий в электромагнитном поле / Под ред. П. А. Витязя. – Мн.: Парадокс, 2000. – 201 с. 2. Мрочек Ж. А., Кожуро Л. М., Миранович А. В. Использование постоянных магнитов в устройствах электромагнитной наплавки // Теория и практика машиностроения. – 2004. – № 3. – С. 75 – 84. 3. Акулович Л.М. Термомеханическое упрочнение деталей в электромагнитном поле. – Полоцк: ПГУ, 1999. – 240 с.

ВЫБОР КОМПОНЕНТОВ ДЛЯ ЛАЗЕРНОГО ЛЕГИРОВАНИЯ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВОЗМОЖНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОКРЫТИЯХ ИЗ САМОФЛОСУЮЩИХСЯ ПОРОШКОВ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Очень важным параметром технологического процесса, оказывающим наряду с операцией оплавления максимальное управляющее воздействие на качество покрытия является ввод легирующего элемента.

Анализ литературных данных показал, что легирующие элементы целесообразно вводить в сплав в виде легирующих обмазок, включающих простые компоненты.

Значительный интерес представляют неметаллические тугоплавкие соединения, такие как карбиды, бориды /1/. Это объясняется, прежде всего, тем, что развитие современной техники, связано с необходимостью использования непрерывно повышающихся рабочих температур, скоростей, высоких и сложных нагрузок, а также эксплуатацией отдельных узлов и целых механизмов в условиях воздействия агрессивных сред /2/.

Полезные свойства тугоплавких соединений целесообразнее использовать, применяя их в форме покрытий на достаточно прочных и пластичных основах. Создание таких покрытий является в ряде случаев наиболее эффективным, а иногда и единственно возможным средством решения сложных технических проблем /3/. В связи с тем, что допустимый износ деталей машин мал (обычно не более нескольких десятых долей миллиметра), толщина поверхностного слоя с заданным комплексом триботехнических свойств может быть небольшим. /1, 4/.

Цель работы обоснование выбора компонентов для лазерного легирования и проведение термодинамического анализа возможных химических превращений карбидных и боридных частиц при повышенных температурах.

Повышение эксплуатационных характеристик получаемых покрытий при лазерном легировании достигается не только из-за структурных превращений, но и за счет создания нового сплава с отличным от матричного материала химическим составом /5/. Лазерный нагрев с оплавлением поверхности позволяет вводить дорогие и дефицитные легирующие элементы в небольших количествах только в тонкие поверхностные слои наиболее ответственных частей изделий. При этом вводятся могут не только атомы того или иного элемента, но и различные химические и интерметаллические соединения в качестве упрочняющих и других фаз /6, 7, 8/.

В зависимости от природы основного компонента обмазки, покрытие после ЛХТО может обладать самыми разнообразными эксплуатационными свойствами. В противоположность традиционным процессам ХТО ЛХТО не требует больших расходов дорогостоящих веществ, придающих покрытию особые свойства. Расходы составляют 0.1 г/см^2 /4/. Это позволяет использовать в качестве легирующих компонентов любые вещества и создавать, соответственно, любой комплекс свойств. В качестве легирующих обмазок были опробованы следующие вещества: сплавы систем Nb-C, Hf-C, Cr-C, Ta-C, W-C, Ti-C, Fe-B, Mo-B, Ta-B, а также вещества фиксированного состава: B_4C , TiB_2 , Mo_2B , «аморфный» бор. Почти во всех случаях полученные покрытия обладали одним или более из следующих недостатков: наличие пор по всей поверхности образца или по краям, трещинообразование, отслаивание при кристаллизации, значительные нарушения микрогеометрии поверхности. Качество покрытия оценивалось по отсутствию названным недостатков по 5-ти бальной системе. Наивысший балл (не ниже 4 – 5) получили вещества систем Mo-B, Ta-B, карбид бора. Так как исчерпывающей теории образования покрытий при ЛХТО не существует, оценка эффективности обмазок производилась в соответствии со следующими технологическими критериями: трещинообразование после кристаллизации, пористость, композиционность структуры, т.е. равномерность распределения микрочастиц высокой твердости в пластичной твердорастворной матрице. Как правило, покрытие, обладающее хорошей композиционностью, обладает и хорошим качеством поверхности после кристаллизации: отсутствуют микронеровности и волнистость, покрытие обладает хорошей жидкотекучестью.

Используя эти критерии в качестве оптимальных, приняли следующие обмазки: систему Mo-B, Ta-B, B_4C . Анализ литературных данных показал /1, 2, 4, 9, 10, 11 /, что фазы выбранных

систем обладают следующими особенностями физических свойств: во-первых, между коэффициентами термического расширения (КТР) фаз на основе железа и названных фаз существует аномально высокое различие (таблица 1): Это приводит к образованию в покрытиях сжимающих остаточных напряжений, повышающих их износостойкость.

Таблица 1 Коэффициент термического расширения

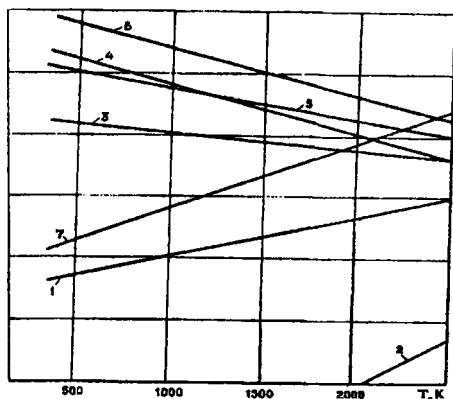
Фаза	Коэффициент термического расширения 10^6 град^{-1}	Температурный интервал, °C
MoB	6.7	300 – 2300
TaB	5.9	300 – 2300
B ₄ C	4.5	–
Fe ₂ B	11.8 ± 0.3	20 – 800
Fe ₂ B	~ 8	До 700
FeB	~ 9.5	До 100
FeB	~ 12	400 – 1000

Во-вторых, фазы систем MO–B и TA–B очень хорошо смачиваются расплавами на основе Fe /1/ (таблица 2.):

Таблица 2 Углы смачивания

Фаза	Смачивающий материал	Температура °C	Краевой угол	Год	Примечание
TaB ₂	Fe	1450 – 1550	0	1973	Аргон
Mo ₂ B ₃	Fe	1450 – 1550	0	1973	Аргон
B ₄ C	Fe	1780	Взаимодействие	1960	Гелий

Последнее соображение хорошо объясняется кластерной теорией строения металлических расплавов: расплав Fe должен хорошо смачивать твердые вещества со структурой ОЦК и большим периодом решетки. Например, тугоплавкие металлы V, VI групп период системы. Если считать оптимальной структурой покрытия TaB. Раствор на основе Fe с равномерно распределенными 15-30 об. % дисперсных частиц металлоподобной фазы, например, тугоплавкого борида. Можно представить следующий механизм ее образования: в зоне воздействия луча лазера образуется ванна расплава на основе железа, содержащая исходные твердые частицы тугоплавкого соединения (борида). При кристаллизации расплава эти частицы вступают в прочный физический контакт с железной матрицей. Вследствие большого различия КТР матрицы Fe и тугоплавких частиц возникают высокие термические напряжения, приводящие к хрупкому разрушению частиц и образованию равномерно распределенных включений равноосной формы.



1. $2B + 3/2 O_2 \rightleftharpoons B_2O_3$
2. $B_4C + 4 O_2 \rightleftharpoons 2B_2O_3 + CO_2 \uparrow$
3. $B_4C \rightleftharpoons 4 B + C$
4. $B_2O_3 + 3 C \rightleftharpoons 2B + 3CO \uparrow$
5. $B_2O_3 + 3/2 C \rightleftharpoons 2B + 3/2 CO_2 \uparrow$
6. $2B_2O_3 + C \rightleftharpoons 2B_2O_2 + CO_2 \uparrow$
7. $3B_2O_2 \rightleftharpoons 2 B + 2 B_2O_3 \uparrow$

Рисунок 1- Термодинамическая характеристика поведения борсодержащих компонентов

В соответствии с тремя перечисленными требованиями оптимальными оказались обмазки на основе боридов молибдена, боридов тантала и карбида бора. Названные покрытия имеют небольшую пористость, не склонны к трещинообразованию при лазерном оплавлении и содержат металлоподобные соединения – бориды и карбиды в форме равномерно распределенных равноосных мелкодисперсных частиц. Полученный результат может быть объяснен с учетом следующих соображений. Существует отрицательная корреляция между температурами плавления тугоплавких металлов и соединений и их коэффициентами термического расширения. Таким образом,

хрупкие частицы металлоподобного карбида или борида с малым КТР (от 4 до 6), окруженные кристаллизующейся матрицей – твердым раствором на основе Fe с большим КТР (более 11) при охлаждении покрытия должны хрупко разрушаться под действием термических напряжений, образуя дисперсные равноосные частицы (таблицы 1 – 2).

При выборе легирующих компонентов учитывались их физико-механические и эксплуатационные свойства и Диаграммы состояния /1 - 19/.

Термодинамический анализ возможных химических превращений карбидных и боридных частиц при повышенных температурах

Предотвратить высокотемпературное взаимодействие поверхностей деталей и порошковых материалов при напылении с кислородом, т.е. образование окисных пленок, невозможно. Но в процессе оплавления лазерным лучом окисные пленки восстанавливаются /20/. Представляет интерес рассмотрение поведения вводимых карбидных и боридных легирующих компонентов при нагреве до температур лазерного нагрева.

Оценку возможных превращений карбидных и боридных фаз проводили путем анализа температурных зависимостей изобарно-изотермического потенциала (энергии Гиббса) возможных химических реакций.

Расчет энергии Гиббса осуществлялся по методике, описанной в работе /21/; также использовались расчетные данные, полученные в работе /22, 23/.

Для каждого компонента химической реакции:

$$\sum_{i=1}^n a_i \cdot A_i \Leftrightarrow \sum_{j=1}^m b_j \cdot B_j \quad (1)$$

где A_i , B_j – исходные вещества и продукты реакции соответственно; a_i , b_j – стехиометрические коэффициенты в уравнении реакции, рассчитывалась энергия Гиббса образования каждого вещества из элементов

$$\Delta G_T^0 = \Delta H_T - T \cdot \Delta S_T^0 \quad (2)$$

где ΔG_T^0 – стандартное изменение энергии Гиббса, кДж/моль;

ΔH_T – энтальпия образования веществ при температуре T, кДж/моль;

ΔS_T^0 – изменение энтропии кДж/моль · К;

T – температура, К.

Исходные данные для расчета этих зависимостей определялись из соответствующих справочных изданий /22, 23, 24/

По значениям энергии Гиббса отдельных компонентов определялся суммарный эффект реакции с учетом коэффициента уравнения:

$$\Delta G_{T(R)}^0 = \sum_{j=1}^m b_j \Delta G_T^0(B_j) - \sum_{i=1}^n a_i \Delta G_T^0(A_i) \quad (3)$$

где $\Delta G_{T(R)}^0$ – суммарный изобарно-изотермический потенциал реакции;

A_i , B_j – исходные вещества и продукты реакции соответственно;

a_i , b_j – число молей соответственно исходных веществ и продуктов реакции, равные стехиометрическим коэффициентам перед их формулами в уравнении реакции.

Расчет изобарно-изотермического потенциала проводился в основном в интервале 300 – 2000 К с учетом ниже приведенных температур нагрева частицы, которые показывают, что при напылении температура не выходит за пределы этого интервала. Отрицательное значение энергии Гиббса указывает на возможность протекания реакции при данной температуре; при положительном же значении этой величины равновесие смещено в сторону исходных компонентов.

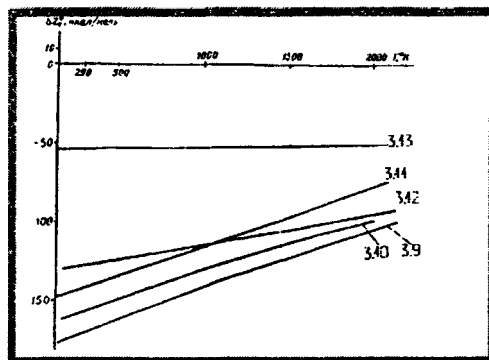


Рисунок 2-Температурная зависимость изобарно-изотермического потенциала взаимодействия боридов тантала с кислородом

Механизм окисления покрытия, состоящего из соединений и интерметаллических фаз, исследован недостаточно. Расчеты проводили как для V_4C , TaV и MoV . Согласно термодинамическим данным, стабильность карбидов и боридов ниже, чем окислов /21/.

Окисление карбида бора V_4C

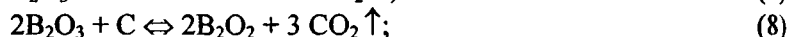
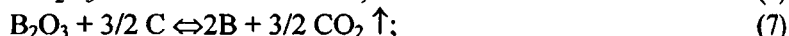
Изобарно-изотермический потенциал реакций с участием карбида бора приведен на рисунке 1. В процессе нагрева частицы в плазменной струе происходит окисление карбида бора с образованием окислов:



Борный ангидрид образует стеклообразную нелетучую окисную пленку, защищающую частицу от дальнейшего окисления. При достижении температуры порядка 1100 К внутри частицы начинается диссоциация карбида:



При этом образующиеся продукты реакции не могут восстанавливать борный ангидрид по реакциям:



это свидетельствует о высоких защитных свойствах образующейся пленки.

Окисление боридов TaV и MoV

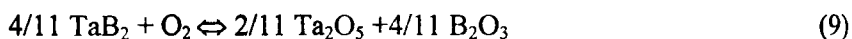
Подобно карбидам переходных металлов металлоподобные бориды обладают высокими температурами плавления, высокой твердостью и удовлетворительной окислительной устойчивостью /22, 23/.

Известно, что бориды в термодинамическом отношении менее стабильны, чем соответствующие окислы металла и бора, что обуславливает термодинамическую вероятность взаимодействия боридов с кислородом.

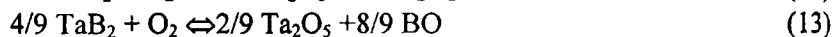
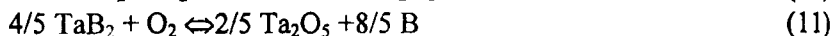
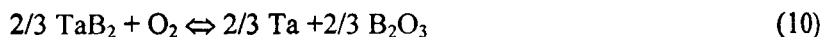
При окислении боридов тантала и молибдена кроме окислов металлов образуется борный ангидрид V_2O_3 и низшие окислы типа VO , V_2O_2 , которые, взаимодействуя при высоких температурах с окислами соответствующих металлов, образуют пленки сложных двойных соединений – пироборатов, усиливающих защитные свойства окисной пленки. Этим и обусловлена высокая окислительная устойчивость боридов, превосходящая в большинстве случаев окислительную устойчивость карбидов.

Предварительное рентгеноструктурное исследование порошка TaV показало, что наибольшее количество в процентном отношении составляет фаза TaV_2 , поэтому все температурные взаимодействия представлены для данной фазы.

После нагревания порошка TaV_2 (рисунок 2) происходит его интенсивное окисление с увеличением содержания Ta_2O_5 и также получением борного ангидрида, образующего стеклообразную нелетучую окисную пленку, защищающую частицу от дальнейшего окисления:



Кроме того, с повышением температуры TaV окисляется с образованием Ta и V_2O_3 а также Ta_2O_5 и V :



Термодинамическая возможность взаимодействия бориды тантала с кислородом представлена следующим образом: Ta_2O_5 и V_2O_3 , Ta и V_2O_3 , Ta_2O_5 и V_2O_2 , Ta_2O_5 и VO .

Таким образом, при окислении бориды тантала более вероятны реакции, продукты которых содержат фазу V_2O_3 и окислы тантала.

Оксид тантала (V) Ta_2O_5 существует в виде белого порошка, а также в виде двух кристаллических модификаций (α - Ta_2O_5 – ромбическая и β - Ta_2O_5 – тетрагональная), бесцветных, диамагнитных. Температура плавления данного оксида $t_{пл} = 1872^\circ C$, плотность равна 8.2-8.7 г/см³ /25/. Нерастворим в воде и кислотах (кроме плавиковой).

При очень быстрой закалке от высоких температур получают d-Ta₂O₅ модификацию оксида (близкую к b-форме) гексагональной сингонии.

При увеличении содержания кислорода в тантале происходит резкое повышение прочностных свойств и сильное снижение пластичности и коррозионной стойкости. Выделить кислород из тантала можно путем нагревания в вакууме (выше 2200°C).

При температуре от 1273 до 1773 К и давлении (1 атм.) 10⁻⁵ Па Ta₂O₅ может разлагаться следующим образом /26/:

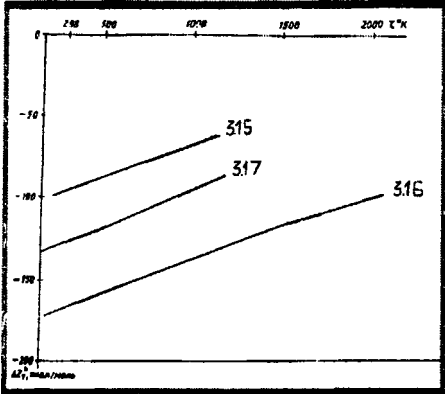
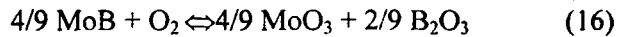
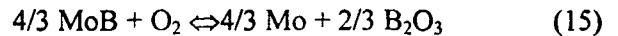


Рисунок 3- Температурная зависимость изобарно-изотермического потенциала взаимодействия борид молибдена с кислородом

При нагревании порошка MoB с повышением температуры до 2000°C происходит переход части α MoB в β MoB.

Продуктами окисления оставшегося борид молибдена являются окислы металла и борный ангидрид (рисунок 3). В данном случае окислы связываются при кристаллизации борным ангидридом в аморфную пленку, и защитные свойства борных покрытий более высокие, чем карбидов /21, 22/.

Вместе с этим, оставшийся MoB, превращается в Mo или окисляется до MoO₃ следующим образом:



Оксид молибдена (VI) MoO₃ белое с зеленоватым оттенком мягкое кристаллическое вещество со слоистой структурой, который может быть получен при нагревании молибдена воздухе при 600° С.



Оксид молибдена (IV) MoO₂, серый аморфный порошок или фиолетово-коричневые кристаллы, устойчивые на воздухе. При температуре от 1273 до 1773 К и давлении (1 атм.) 10⁻⁵ Па может разлагаться /26/:



Теоретические данные были подтверждены экспериментально методом рентгеноструктурного анализа.

Для изучения реальных процессов происходящих с легирующими компонентами, проводилась серия специальных экспериментов. После отсева, их порциями пропускали через струю плазматрона ПП-23. Распыление проводили в воду, при расстоянии поверхности воды до среза сопла плазматрона порядка 150 см.

На рисунке 4 представлены рентгенограммы исходных и пропущенных через плазменную струю B₄C.

Как видно из рисунка 4 исходный порошок карбида бора содержит некоторое количество окислов B₂O₃ с гексагональной решеткой. После прохождения через струю плазмы появляется B₂O₃ с кубической решеткой. Анализ приведенных данных показывает, что в плазменной струе происходит одновременное окисление обоих компонентов карбида: углерода – с образова-

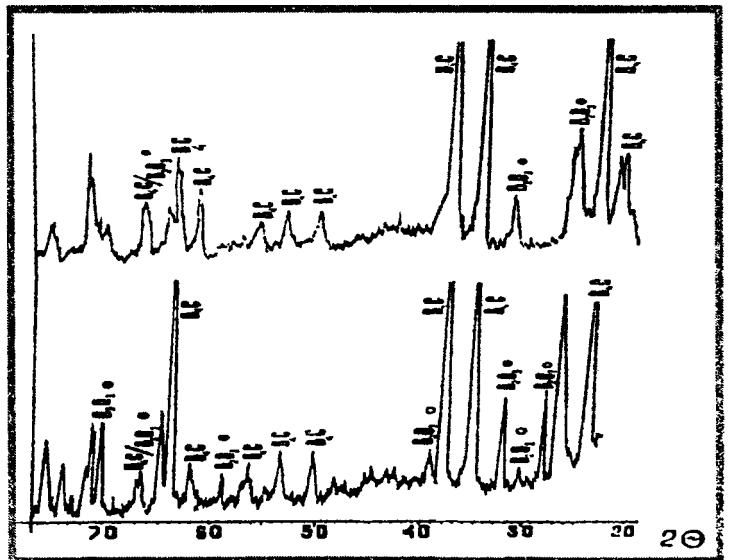


Рисунок 4- Дифрактограммы порошка B₄C: сверху в состоянии поставки, внизу — после прохождения через струю плазмы

Вместе с этим, оставшийся MoB, превращается в Mo или окисляется до MoO₃ следующим образом:

нием газообразного окисла, бора – с образованием борного ангидрида, имеющего в разогретом состоянии стеклообразную консистенцию и выполняющего защитную функцию. При этом процесс окисления частицы замедляется. Внутри частицы могут происходить процессы разложения карбида на бор и углерод. Следует учитывать, что указанные процессы протекают только частично, вследствие малого времени нахождения частицы в плазменной струе. При столкновении частицы с подложкой возможен разрыв пластичной окисной пленки, которая при оплавлении покрытия всплывает на поверхность.

Таблица 3. Изменение фазового состава порошков MoB и TaB после распыления в воду

Фаза	Порошок в состоянии поставки	После распыления в воду
MoB		
Mo ₂ B	52.4	31.5
α MoB	17.8	14.0
β MoB	16.3	20.7
Mo ₂ B ₅	1.1	12.8
MoO ₃	5.6	19.7
Нераспознанные линии	6.8	1.2
TaB		
Ta ₂ B	8.6	34.0
TaB ₂	54.9	4.8
γTaB	3.5	6.4
Ta ₃ B ₄	15.2	5.8
Ta	0.7	3.3
B ₃	3.5	18.2
βTa ₂ O ₅	9.8	10.1
TaC	2.6	4.2
B ₄	0.9	7.2
Нераспознанные линии	0.2	6.1

Из данных таблицы 3 видно, что MoB окисляется незначительно, разлагаясь в точном соответствии с расчетными данными в низшие бориды, обладающими высокими физико-механическими свойствами. MoO₃ в покрытии раскисляется B и Si из материала покрытия и после оплавления не обнаружен.

В исходном порошке TaB обнаружено значительное количество продуктов разложения. TaB после нагрева в струе окисляется незначительно.

Выводы

1. На основании литературных данных обоснован выбор в качестве компонентов для лазерного легирования боридов молибдена, тантала и карбида бора.
2. Проведенные численные оценки процессов нагрева частиц порошков, возможных химических превращений, а также экспериментальные данные доказали возможность сохранения карбидных и боридных частиц при нагреве.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев А.Г., Болгар А.С., Борисова А.Л. и др. Свойства, получение и применение тугоплавких соединений. Справочник под ред. Косолаповой Т.Я. – М.: Металлургия. – 1986. – 928 с.
2. Самсонов Г. В. Тугоплавкие соединения. Справочник по свойствам и применению. – М.: Металлургия. – 1963. – 398 с.
3. Самсонов Г.В., Винницкий И.М. Тугоплавкие соединения (Справочник) М.: - Металлургия – 1976. – 560 с.
4. Кардаполова М.А. Улучшение качества газотермических покрытий дополнительным легированием и лазерной обработкой: Дис. ... канд. техн. наук – Мн., 1988. 231 с.
5. Лазерная обработка: Учебное пособие для слушателей заочных курсов повышения квалификации ИТР по технологии электрофизических и электрохимических методов обработки деталей машин / В.С. Коваленко – М.: Машиностроение. – 1991 – 44 с.
6. Коваленко В.С., Головки Л.Ф., Черненко В.С. Упрочнение и легирование деталей машин лучом лазера. – К.: Тэхника, 1990.

192 с. 7. Чудина О.В. Поверхностное легирование железоуглеродистых сплавов с использованием лазерного нагрева / *Металловедение и термическая обработка металлов*. 1994, № 12., С. 2 – 7. 8. Мендыгалиева З.Ж., Кипшакбаев А.И., Хасенов М.У. О лазерном легировании стали У10 при использовании порошка Cr – Ni – В₄C – Si / *Физика и химия обработки материалов*. - № 2 – 1992. С. 149 – 152. 9. Алексеев А.Г., Бовкун Г.А. и др. Свойства, получение и применение тугоплавких соединений Справочник. Под ред. Косолаповой Т.Я. – М.: *Металлургия*. – 1964 – 456 с. 10. Филянд М.А., Семенова Е.И. Свойства редких элементов. Справочник. под ред. Филянда М.А. – М.: *Металлургия*. – 1964 – 456 с. 11. Дриц М.Е., Будберг П.Б., Бурханов Г.С. Свойства элементов: Справочник Под редакцией Дрица М.Е. *Металлургия*. – 1985 – 672 с. 12. Диаграммы состояния двойных металлических систем. Справочник под общей ред. акад. Н.П. Лякишева. - Т. 1. – М.: *Машиностроение*. – 1996. – 992 с. 13. Диаграммы состояния двойных металлических систем. Справочник под общей ред. акад. Н.П. Лякишева. - Т. 2. – М.: *Машиностроение*. – 1997. – 1024 с. 14. Трение, изнашивание и смазка. Справочник В 2 кн. Кн. 2. Под ред. И.В. Крагельского и В.В. Алишина. – М. *Машиностроение*. 1979. – 358 с. 15. Самсонов Г.В., Серебрякова Т.И., Неронов В.А. Бориды М.: - *Атомиздат* – 1975. – 376 с. 16. Самсонов Г.В., Эпик А.П. Тугоплавкие покрытия. Справочник. – М.: *Металлургия*. 1973. – 400 с. 17. Кржижановский Р.Е., Штерн З.Ю. Теплофизические свойства неметаллических материалов (карбиды). Справочная книга. Л.: *Энергия*, - 1976. 18. Кислый П.С., Кузенков М.А., Бондарук Н. И., Грабчук Б.Л. Карбид бора. Киев: *Наукова думка*. 1988 С. 194 – 199, 217 с. 19. Тугоплавкие металлы в машиностроении. Справочник. Под ред. А.Т. Туманова и К.И. Портного М.: *Машиностроение*. 1967. С. 68 – 80, 90 – 103. 20. Максимович Г.Г., Шатинский В.Ф., Лютый Е.М. и др. Высокотемпературная работоспособность металлов и сплавов в агрессивных средах. – К. – Киев – *Наука думка*. – 1982. - С. 104. 21. Киреев В.А. Методы практических расчетов в термодинамике химических реакций – М.: – *Химия*, 1978. – 620 с. 22. Войтович Р.Ф. Окисление карбидов и нитридов – К.: *Наукова думка*. – 1981. – 265 с. 23. Войтович Р.Ф. Тугоплавкие соединения. Термодинамические характеристики. Справочник. – Киев: *Наукова думка*. – 1971 г - 220 с. С. 15 – 17. 24. Термодинамические свойства индивидуальных веществ – Справочное издание. В 4-х томах. Изд. 3-е М.: *Наука*, 1978. – 480 с. 25. Мирошникова Л. Д., Алямовский С.И., Переляев В.А. и др. Фазообразование в системе Та – Та₂О₅ в термобарических условиях "Журнал Неорганическая химии", 1989., т. 34, Вып. № 1, с. 184-187. 26. Савицкий Е.М., Бурханов Г.С., Поварова К.Б. и др. Тугоплавкие металлы и сплавы. М.: *Металлургия*. – 1986 - 352 с С.116.

УДК 621.373.826

Кобяков О.С., Кардаполова М.А., Королева А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНОЙ И ПРОЧНОСТНОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ ЗОН ЛАЗЕРНОГО ТЕРМОУПРОЧНЕНИЯ ВЫСОКОПРОЧНОГО ЧУГУНА ВЧ50

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Использование локальных высокотемпературных источников нагрева, таких как: лазерный, электронно-лучевой, микроплазменный – позволяет формировать зону расплава весьма малых размеров при строго фиксированном подводе тепловой энергии и скорости перемещения зоны нагрева. Как показывает анализ, процессы происходящие при зонном оплавлении, во многом идентичны тем, что наблюдаются при зонной перекристаллизации металлов с целью удаления примесей или выращивания монокристаллов из расплава [1].

Высокопрочный чугун ВЧ50 можно представить в виде сплава, содержащего основной легирующий элемент в виде сферического графита, а также ряда легирующих примесей, вводимых в состав металла. Тогда оплавленный металл можно рассматривать в виде бинарного сплава, примеси в котором, в процессе зонного лазерного оплавления, могут повышать или понижать температуру расплава.

Согласно существующей теории процесса зонной перекристаллизации примеси могут повышать или понижать температуру расплава, отталкиваться движущимся фронтом кристаллизации в расплав или накапливаться вблизи фронта. Такое состояние примесей в расплаве принято характеризовать через эффективный коэффициент k_e распределения примесей [2].

При $k_0 < 0$ примесь понижает температуру плавления основного расплава, а при $k_0 > 0$ – повышает. Коэффициент k_0 можно выразить через соотношение $k_0 = \frac{P\zeta}{P\zeta\beta}$, где

$C_{ж}$ – концентрация примеси в жидкой фазе, а $C_{тв}$ – в твердой. Сравнительно легкоплавкие соединения и эвтектики будут отталкиваться фронтом в расплав, а тугоплавкие соединения – накапливаться у фронта кристаллизации. Распределение концентрации примеси вдоль оплавленной поверхности при различных значениях k_0 после однократного прохода расплавленной зоной, показано на рисунке 1.

Одновременно наблюдаются два процесса массопереноса примеси. При значениях $k_0 > 0$ примесь повышает температуру расплава и ее накопление происходит на начальных участках (область d_1) оплаиваемой поверхности. Затем происходит выравнивание средней концентрации примеси, однако за счет оттеснения примеси в расплав при $k_0 < 1$ она постепенно накапливается на конечном участке (область d_2) оплаиваемой поверхности. В целом ряде работ, например [3,4,5], отмечалось аномальное перераспределение примеси по глубине зоны оплавления легированных сталей лучом лазера, а также периодичность распределения примеси по длине монокристаллов, полученных электронной бестигельной зонной плавкой.

Перераспределение легирующих примесей может влиять на физико-механические и эксплуатационные свойства материалов. Такое перераспределение нельзя объяснить чисто диффузионными процессами или массопереносом вещества термоконвективными потоками в зоне расплава. Наиболее вероятными, по-видимому, следует считать процессы, происходящие в расплаве при зонной перекристаллизации металла в условиях возникновения, так называемого, эффекта “концентрационного переохлаждения” расплава у границы фронта кристаллизации. Согласно теории данного процесса [6], происходит периодическое накопление примеси перед движущимся фронтом при $k_0 > 1$ до такой критической концентрации, которая способствует значительному повышению температуры плавления в локальной области, что приводит к скачкообразному продвижению фронта, захвату участка расплава с повышенной концентрацией примеси и кристаллизации металла. Затем фронт кристаллизации продвигается с меньшей скоростью до нового накопления примеси, имеющей критическую концентрацию, что приводит к захвату обогащенного примесью слоя.

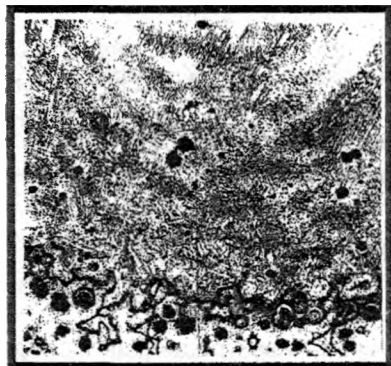


Рисунок 2 – Микроструктура зоны лазерного термоупрочнения с проплавлением поверхностного слоя чугуна ВЧ50. Слоистый характер распределения микроструктуры по глубине зоны оплавления. Скорость движения зоны нагрева 1000 мм/мин; мощность излучения 2кВт; увеличение X 500.

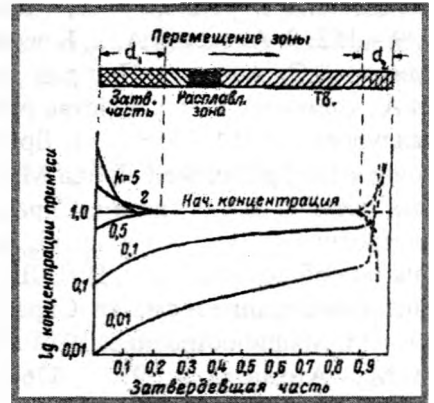


Рисунок 1 – Распределение концентрации примеси вдоль слитка при различных значениях эффективного коэффициента (k_0) после однократного прохода расплавленной зоной

В процессе исследований формирования зон лазерного оплавления высокопрочного чугуна ВЧ50, в определенном интервале скоростей, нами было обнаружено слоистое распределение микроструктуры и прочностных свойств по глубине зоны термоупрочнения (рисунок 2). Формирование такой слоистой структуры можно объяснить наличием движущегося температурного фронта кристаллизации в расплаве в условиях высокоскоростного затвердевания расплава. В процессе термоупрочнения, расплавленная зона металла, перемещается вдоль оплавленной дорожки, образуя две границы раздела в виде фронта плавления и фронта кристаллизации. Микроструктура зон лазерного термоупрочнения анализировалась с использованием оптической микроскопии с помощью микроскопов «Neophot», «Эпигност», «MICRO-200» при увеличении от 150 до 1000 раз.

С целью проверки наличия эффекта концентрационного переохлаждения нами были проведены измерения величины микротвердости по глубине зон термоупрочнения чугуна ВЧ50 от поверхности до исходного металла (Таблица 1).

Таблица 1 – Микротвердость ($H_{\mu 100}$) зон лазерного термоупрочнения чугуна ВЧ50 по глубине закаленного слоя (h , мм) при различной скорости (V , мм/мин) лазерного луча и постоянной мощности ($P = 2$ кВт) излучения: 1 – приповерхностный слой металла
2 – область оплавления и термического влияния

Слой металла	Скорость лазерного луча, мм/мин								
	3000	2600	2200	1800	1400	1000	600	200	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	
1						14270	9740	7340	
						10180	8440	7340	
						10180	9460	8580	
						10180	9460	8940	
						11680	9180	8580	
			7920			9330	8820	8580	
		8940	7070			9330	8920	8240	
		8240	7920		14270	9330	8180	7070	
		8940	7340	7070		12260	8940	8660	7070
		8940	7620	7340	8580	11680	9330	8660	7620
		7620	6340	6570	10180	10180	9330	8660	7340
		7620	6340	7070	7070	11140	9330	8660	6810
		8240	6340	6810	8240	8940	9330	8660	7920
		9330	6340	7340	7620	9330	8580	8660	8240
	2	7620	7070	7070	7070	8240	8240	7070	6810
7340		7070	6340	6810	8240	8240	6810	7620	
7340		6340	5720	6810	8240	8240	7340	7620	
6810		6340	6130	6810	8240	8940	7340	7920	
7070		6340	5720	7070	8240	8940	6130	7620	
6340		6340	6340	6810	8580	8940	7340	7620	
6810		8240	5540	7340	7340	8940	7920	7620	
6570		7340	5360	6810	7620	8580	7070	7070	
6570		7340	4880	6130	7620	7920	6130	7620	
6570		6810	5820	6810	6570	8240	6340	6810	
6810		7340	5360	7070	6810	7340	6130		
6810		6570	6810	7070	6570	8580	6340		
7340		7620	5190	7070		8580	7070		
7340		6340	6130	6810		8240	6130		
4880		6340	4220	6570		7070	6810		
3970		6340	3480	6570		7070	6810		
3660		4220	2850	5720		6810	6130		
3660		4220	4220	4220		5560	5720		
3660		4220	3870	3140		7620	6130		
3970		4220	2990	2330		7620	6340		
		4220	3660	2430		7070	6810		
			2920	3300		7070			
			3970	3570		7070			
		3660	3660		5920				

Замеры микротвердости осуществлялись на приборе ПМТ-3 при нагрузке 100 г и времени экспозиции 5 с с интервалом измерений через каждые 0,02мм.

Была выявлена значительная неоднородность распределения прочностных свойств, а также определенная периодичность изменения значений микротвердости. Участки с повторяющимися значениями микротвердости отмечены в Таблице 1 вертикальными линиями.

Участки с одинаковыми значениями микротвердости примыкают к участкам с пониженными прочностными свойствами. Так, разница между максимальными и минимальными значениями микротвердости достигала величины 1500 МПа.

Лазерное термоупрочнение чугуна ВЧ50 проводилось на базе лаборатории Московского инженерно-физического института (МИФИ). Использовалась лазерная аппаратура на основе волоконного иттербиевого диодного лазера ВЛ-3000 выходной мощностью 3000 Вт. Длина волны излучения лазера 1,07 мкм, что позволяет исключить дополнительную операцию нанесения поглощающего покрытия в процессе термообработки.

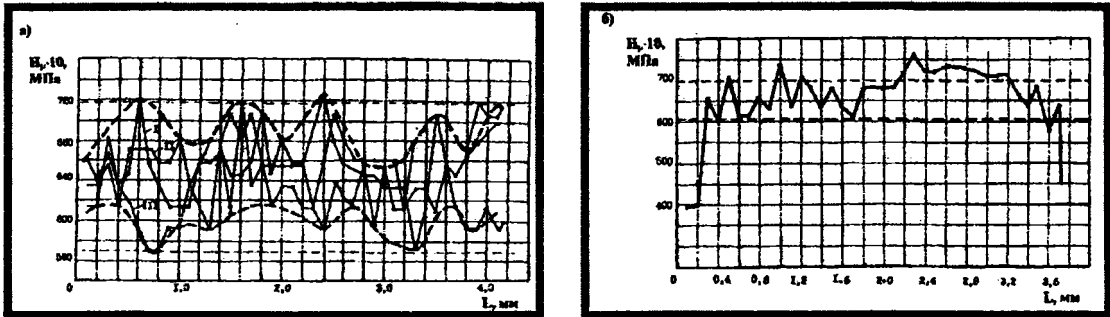


Рисунок 3 – Периодичность значений микротвердости покрытия системы Ni – Cr – В – Si (сплав ПГ - СР3) после микроплазменного оплавления при замерах в продольном (а) и поперечном (б) направлениях. I,II,III – номера измерений.

В процессе микроплазменного оплавления износостойкого покрытия системы Ni – Cr – В – Si (сплав ПГ - СР3) движущимся пятном нагрева сжатой плазмы дугового разряда [7], диаметром 3-3,5 мм, нами наблюдалось периодическое изменение значений микротвердости (Рисунок 3). Как показали измерения микротвердости вдоль оплавленных дорожек наблюдалась достаточно четкая периодичность изменения средних значений микротвердости от максимальных 750 МПа до минимальных 570 МПа. В случае замеров поперек оплавленных дорожек такой закономерности не наблюдалось.

На рисунке 4 представлена физическая модель периодического распределения примеси при наличии эффекта концентрационного переохлаждения на границе фронта кристаллизации.

Данный эффект способствует формированию периодически повторяющихся областей с повышенным (Δl) или пониженным (x) содержанием примеси в виде полос примесного захвата, расположенных поперек оплавленных дорожек.

На значения величины микротвердости и интервал периодичности свойств могут оказывать существенное влияние такие факторы, как: скорость движения зоны, ее диаметр, процентное содержание упрочняющих фаз, плотность мощности теплового источника, толщина оплаваемого покрытия и др. [8]. Однако, физическая сущность происходящих процессов, скорее всего, связана с неоднородным перераспределением примеси и процессами концентрационного переохлаждения расплава у границы фронта кристаллизации.

Таким образом, неоднородное перераспределение упрочняющих фаз, по-видимому, может приводить к изменению физико-механических, структурных и износостойких свойств оплавленных покрытий и термоупрочненных слоев металла. Пятнистость вышеуказанных свойств не столь заметна при реальных процессах изнашивания покрытий, однако, может служить первопричиной формирования микротрещин и разрушения покрытия на участках с пониженным содержанием упрочняющих фаз. Данные исследования предполагается продолжить с использованием более тонких методов, включая электронную микроскопию, рентгено-структурный фазовый анализ и др.

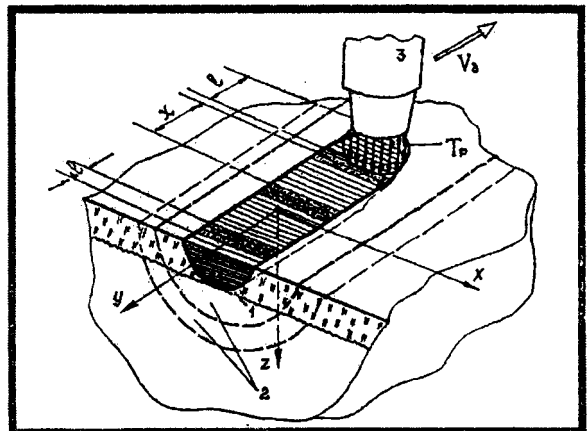


Рисунок 4 – Физическая модель периодического перераспределения примеси по длине дорожки.

1 – расплавленная зона металла; 2 – зоны термического влияния в подложке; T_p – область фронта плавления; Δl – зона с повышенной концентрацией примеси; x – зона с низкой концентрацией примеси; V_s – направление движения источника нагрева.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кобяков О.С., Михайлов С.М., Петушков Е.Е. Некоторые особенности удаления примесей при электронной зонной плавке вольфрама и молибдена // *Металлические монокристаллы: получение и исследование свойств*. М.: Наука, 1978. – С. 39 – 45. 2. Дембовский В. Плазменная металлургия. – М.: Металлургия, 1981. – С. 263 – 269. 3. Кобяков О.С., Михайлов С.М., Петушков Е.Е. Исследование примесной неоднородности в молибденовых монокристаллах // *Монокристаллы тугоплавких и редких металлов, сплавов и соединений*. – М.: Наука, 1977. – С. 23 – 27. 4. Кристал М.Н., Жуков А.А., Кокора А.И. Структура и свойства сплавов, обработанных излучением лазера. – М.: Металлургия, 1983. – 192 с. 5. Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Кокора А.И. /Лазерная обработка материалов. – М.: Машиностроение, 1975. – 296 с. 6. Овсиенко Д.Е. Влияние примесей на структуру и образование дислокаций в металлических кристаллах при росте из расплава. – Киев: Наукова думка, 1972. – С. 149 – 153. 7. Кобяков О.С., Гинзбург Е.Г. Использование микроплазменного нагрева в процессах упрочняющей технологии // *Автоматическая сварка*. – 1985. – №5. – С.65 – 67. 8. Кобяков О.С. Некоторые особенности процессов формирования износостойких покрытий системы Ni – Cr – В – Si, оплавленных локальными высокотемпературными источниками нагрева // *Теория и практика машиностроения*, №2/2004, - С. 55 – 58, Минск, БНТУ, УП «Технопринт».

УДК 621.9

Леванцевич М.А., Максимченко Н.Н., Присевков А.Ф.

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ПЛАКИРОВАНИЯ ГИБКИМ ИНСТРУМЕНТОМ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ В НАПРАВЛЯЮЩИХ СКОЛЬЖЕНИЯ СТАНКОВ

*Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси
Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Введение. Для снижения трения в направляющих скольжения часто используют аэро- и гидродинамическую разгрузку, однако подобные направляющие требуют высокой сложности изготовления и обладают высокой стоимостью. Эффективным и интенсивно используемым способом снижения трения в направляющих скольжения является формирование на поверхностях трения антифрикционных покрытий различными методами. Одним из таких методов является метод плакирования гибким инструментом (вращающейся металлической щеткой) [1-4]. Однако, как показал анализ имеющейся научно-технической информации, для обработки направляющих скольжения данный метод не использовался. Задачей настоящего исследования являлась оценка применимости метода плакирования гибким инструментом [2] для снижения трения путем формирования антифрикционных покрытий на рабочих поверхностях направляющих скольжения.

Методы исследования. Сравнительную оценку триботехнических характеристик (силы трения и коэффициента трения) при включении (пуске) силового стола в режим «быстрый подвод» проводили на испытательном стенде, изготовленном на базе силового стола мод. 1УЕ4536, дополнительно оснащенного кинематически связанной с силовым столом подвижной платформой (рис. 1), с использованием смазочных масел И-20 (ГОСТ 20799-88) и ИНСп-40 (ТУ 0253-007-00151911-93), а также композиционного антифрикционного покрытия на основе меди с добавками

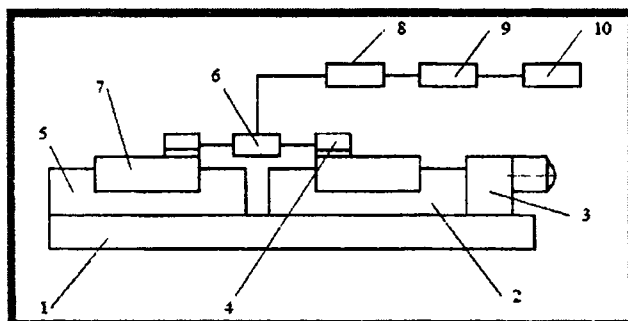


Рисунок 1- Блок-схема стенда для испытаний направляющих скольжения:

1 – основание; 2 – силовой стол; 3 – привод стола; 4 – опоры; 5 – направляющая плита; 6 – силовой измерительный датчик; 7 – платформа; 8 – тензоусилитель; 9 – АЦП; 10 – персональный компьютер

олова, свинца, цинка и дисульфида молибдена, сформированного на рабочих поверхностях направляющих скольжения силового стола с помощью вращающейся металлической щетки (ВМЩ).

Испытания проводили на двух скоростях рабочей подачи силового стола: 125 мм/мин и 190 мм/мин со ступенчатым нагружением 3,05, 7,85, 13,25 и 18,05 кН. Регистрацию перемещений подвижной платформы осуществляли с помощью измерительной системы, содержащей силоизмерительный датчик с тензоусилителем, АЦП и ПК. При перемещении платформы стола 1УЕ4535-04 испытываемая платформа через силоизмерительный датчик также начинает перемещаться, а усилие для перемещения платформы фиксируется датчиком. По полученным осциллограммам определяли силу трения, возникающую в направляющих скольжения в момент начала движения подвижной платформы, в установившемся режиме и в момент обратного хода. По полученным значениям силы трения, с учетом действующей нагрузки, определяли коэффициент трения скольжения.

Результаты испытаний. В табл. 1 приведены результаты измерений силы трения и коэффициента трения при смазке направляющих скольжения маслом И-20 (ГОСТ 20799-88) без покрытия.

Таблица 1. Диапазоны значений силы трения и коэффициента трения при смазке направляющих маслом И-20

Масло И-20					
Нагрузка, кН	Режим работы силового стола	Скорость 125 мм/мин		Скорость 190 мм/мин	
		Сила трения F, Н	Коэффициент трения f	Сила трения F, Н	Коэффициент трения f
3,05	Пуск	1613-2340	0,53-0,77	1680-2350	0,55-0,77
	Рабочая подача	445-513	0,146-0,168	350-390	0,115-0,127
	Обратный ход	4000-4170	1,3-1,37	3490-3890	1,14-1,27
7,85	Пуск	2970	0,378	2674-2845	0,34-0,36
	Рабочая подача	834	0,11	853-1005	0,11-0,128
	Обратный ход	4867-5103	0,62-0,65	4340-4590	0,55-0,58
13,25	Пуск	3813-4078	0,29-0,31	3680-399	0,278-0,3
	Рабочая подача	1860-1970	0,14-0,15	1800-1980	0,136-0,15
	Обратный ход	4627-4704	0,35-0,355	3890-4818	0,29-0,36
18,05	Пуск	4400-4742	0,24-0,26	4258-4324	0,236-0,24
	Рабочая подача	2640-2750	0,146-0,15	2864-3070	0,16-0,17
	Обратный ход	447,6-451,3	0,248-0,25	4172-4480	0,23-0,248

Для удобства анализа полученных данных оценку эффективности применения смазки инсп-40 (ту 0253-007-00151911-93) и композиционного антифрикционного покрытия на направляющих скольжения производили с помощью относительного коэффициента K , определяемого выражением:

$$K = \frac{f_{\text{баз}}}{f_{\text{модиф}}}$$

где $f_{\text{баз}}$ - базовый коэффициент трения, за который принят коэффициент трения при смазке направляющих маслом И-20 (табл. 1); $f_{\text{модиф}}$ - коэффициент трения, измеренный при смазке направляющих маслом ИНСП-40 и после нанесения антифрикционного композиционного покрытия.

Если $K > 1$, то имеет место эффект снижения трения; если $K < 1$ - снижения трения нет.

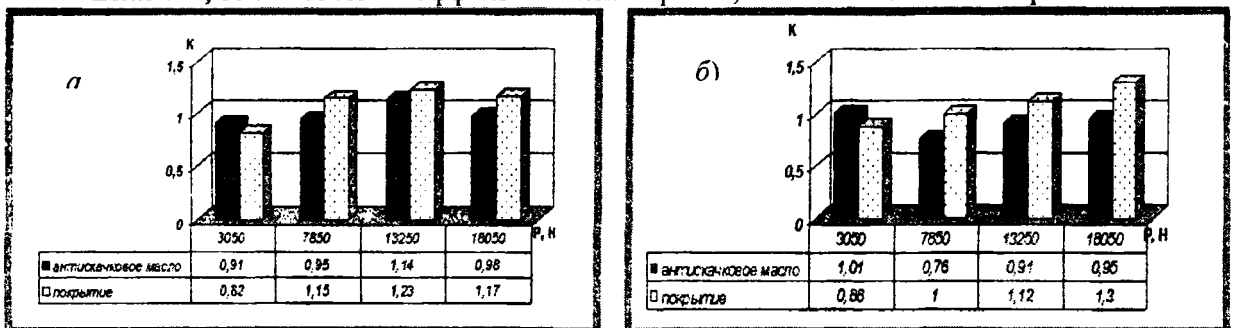


Рисунок 2 - Значения коэффициента K при скорости 125 мм/мин: а) - пуск; б) - установившийся режим

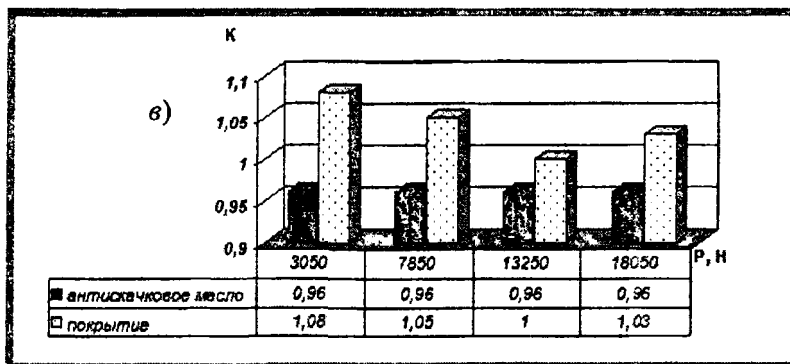


Рисунок 2 - Значения коэффициента K при скорости 125 мм/мин:
в) - обратный ход

На рис. 2, 3 приведены гистограммы значений коэффициента K для различных режимов работы силового стола при смазывании маслом ИНСп-40 и после нанесения антифрикционного композиционного покрытия.

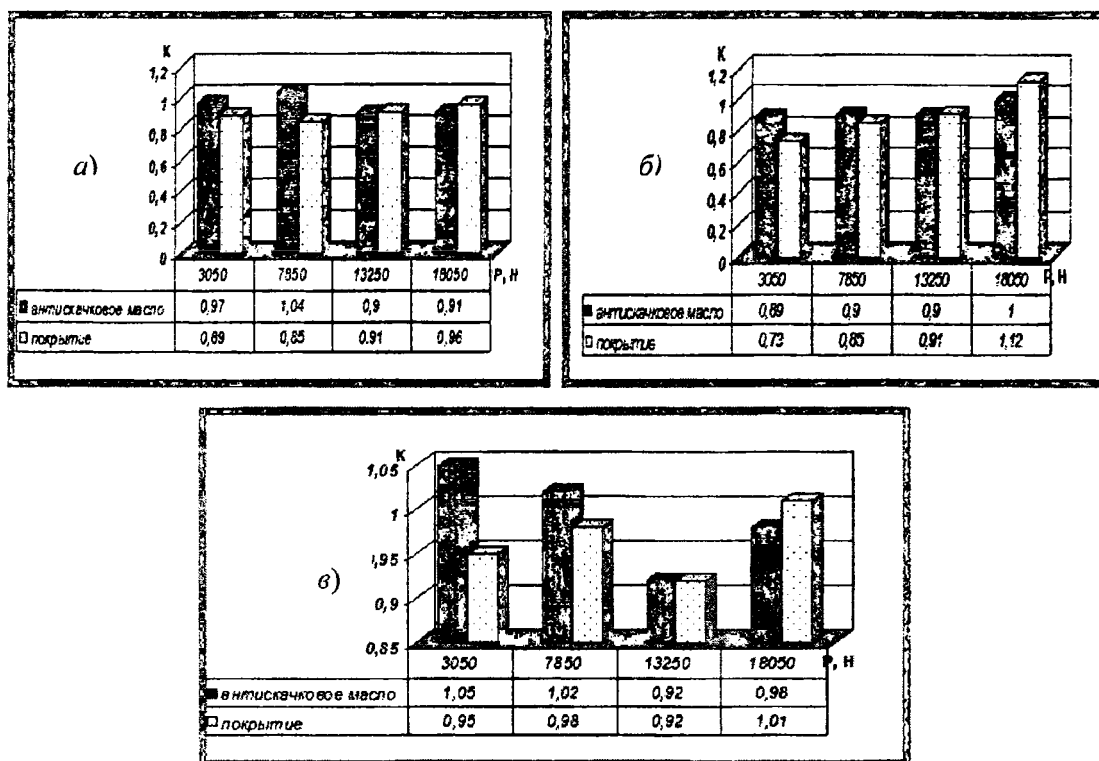


Рисунок .3 - Значения коэффициента K при скорости 190 мм/мин:
а) – пуск; б) – установившийся режим; в) - обратный ход

Выводы. Результаты испытаний показали, что в большинстве случаев в зависимости от прикладываемой нагрузки и скорости перемещения наблюдается снижение коэффициента трения скольжения от 20 до 52 %. Таким образом, метод формирования покрытий с помощью ВМЦ можно весьма эффективно использовать для снижения трения в направляющих скольжения металло-режущих станков. При этом важную роль играет состав материала антифрикционного покрытия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л.С. Белевский. Пластическое деформирование поверхностного слоя и формирование покрытия при нанесении гибким инструментом. - Магнитогорск: Изд-во Магнитогор. лица РАН, 1996. - 230 с. 2. В.П. Анцупов. Теория и практика плакирования изделий гибким инструментом. - Магнитогорск: МГТУ, 1999. - 242 с. 3. Патент РФ № 2243290 «Устройство для нанесения металлических покрытий на поверхность металлических изделий» /Леванцевич М.А., Максимченко

ОСОБЕННОСТИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ШВЕЙНЫХ ИГЛ

*Белорусско-Российский университет,
Могилев, Белоруссия
Тренчинский технический университет,
Тренчин, Словакия*

Volts articles exhibition decision magneto-abrazivneho sharpening sewing needle. Represent myself princip activities abrazivnych element in magnetizing demi and proves myself efficiency such snagging

Введение

Республику Беларусь можно с полным основанием назвать «швейной» республикой, так как практически нельзя найти ни одного населенного пункта в Республике, где бы не было швейного производства, малого или большого. В Республике Беларусь налажено также и производство швейных машин (г.Орша).

Главным элементом любой швейной машины является швейная игла, без которой машина неработоспособна. Если учесть, что для качественного шитья при каждой новой работе надо менять швейную иглу, то можно представить, сколько игл используется в швейном производстве (счет идет не на сотни и тысячи штук, а на миллионы штук в год). Игла в сравнении с ценой швейной машины стоит сущие копейки, но если учесть требуемое их количество, то в сумме выходит достаточно внушительная сумма. При высоких скоростях (а в настоящее время используются машины именно с высокими скоростями, обеспечивающими получение качественных швов) иглы отечественного производства очень сильно нагреваются из-за наличия фаски между конусом вершины острия иглы и телом лезвия, невысокого качества закругления вершины острия, высокой шероховатости поверхности лезвия иглы, наличия заусенцев краев отверстия ушка.

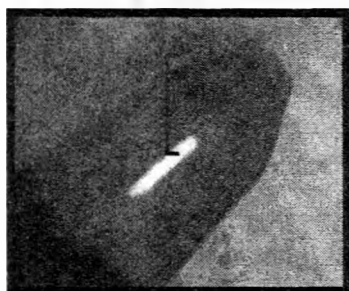


Рисунок 1-Вершина швейной иглы производства Артинского завода (Россия)

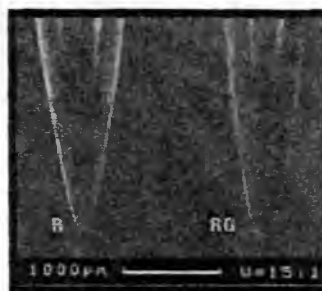


Рисунок.2 - Иглы зарубежного производства

Швейные иглы зарубежных фирм этих недостатков не имеют, но зато и стоимость их в несколько раз выше. Многие годы научно-исследовательские институты России не могли и до сих пор не решили задачу повышения качества швейных игл с тем, чтобы сделать их конкурентными с зарубежными. Поэтому эта задача осталась актуальной и важной до настоящего времени.

Магнитно-абразивное полирование швейных игл

Магнитно-абразивное полирование является технологическим процессом отделочных операций деталей путем воздействия на их поверхности магнитным абразивным порошком, находящимся в свободном состоянии в рабочей жидкости под действием магнитного переменного поля, возникающего между двумя полюсами электромагнитов [1]. Порошок с рабочей жидкостью помещается в кювете между полюсами магнитов. В результате перемены полюсов магнитов меняется направленность магнитных линий, и абразивные зерна под действием магнитных сил прижи-

маются к обрабатываемой поверхности детали и сглаживают все микронеровности путем резания. При этом исходная геометрия поверхности не искажается. В результате так называемого «упругого резания» абразивными частицами отсутствуют прижоги, отпуск и цементация обработанных участков поверхности, что обычно встречается при обычном шлифовании. В незакрепленном состоянии зерна абразива более полно используют свои режущие способности, так как происходит нивелирование их рабочих кромок относительно обрабатываемой поверхности, а также переориентация и перемещение в процессе обработки. Степень упругости абразивного резания поверхности регулируется изменением силы тока, подаваемого на электромагнитные катушки, то есть изменением напряженности магнитного поля в рабочей зоне. В результате многократного воздействия абразивного порошка и перемещающего действия магнитного поля, кроме снижения шероховатости поверхности, происходит еще и упрочнение тонкого поверхностного слоя за счет дробления элементов кристаллической решетки, образования мелкодисперсной структуры, снижения величины остаточных напряжений и увеличения микротвердости поверхности [2].

Механическое воздействие абразивных частиц на поверхность обрабатываемой детали при действии магнитного поля отличается от резания абразивным инструментом, прежде всего наличием магнитного поля, которое материально выступает в роли связки, однако с весьма специфическими свойствами:

1. В процессе МАП магнитное поле объединяет в себе функции силового источника и упругой связки, то есть оно является источником нормальных и касательных сил, действующих на абразивные частицы, тем самым, исполняя роль соответствующего звена в кинематической цепи станка.

2. Эффективность силового воздействия абразивных частиц на поверхность иглы определяется магнитными свойствами абразивных частиц и среды, в которой они работают.

3. Пропорционально размерам абразивных зерен и их расположению в рабочем пространстве дифференцируются силы магнитного поля. На абразивные частицы, непосредственно контактирующие с обрабатываемой поверхностью, действуют суммарные силы, приложенные ко всему объему частиц, находящихся в рабочем пространстве между полюсами магнита.

4. Магнитное поле, выступающее в качестве связки при МАП, не обладает изотропностью, поэтому роль звена в кинематической цепи станка оно выполняет при условии, если соответствующая составляющая результирующего вектора магнитных сил, действующих на абразивные частицы, противоположна вектору движения.

5. Абразивные частицы могут занимать относительно обрабатываемой поверхности в магнитном поле различное пространственное положение. На их положение оказывает существенное влияние соседние частицы. Поэтому всю массу абразивных частиц в рабочем пространстве действия магнитного поля можно представить как постоянно меняющееся упругое тело.

Исследования, проведенные рядом авторов, показали, что даже при жестком креплении абразивного зерна кинематика резания может отличаться от задаваемой станком. Там, где связкой является магнитное поле, это различие не только усугубляется изменением ориентации зерен, но может распространяться также на движение всей массы абразивных зерен как целого. Таким образом, по аналогии с жесткой кинематикой можно предположить, что при магнитно-абразивном резании кинематика движения определяется магнитным полем.

Следует определить, при каких условиях абразивные зерна в магнитно-абразивной системе не смогут выполнять свою функцию, т.е. обрабатывать поверхность детали. Это может быть:

1. Если масса абразивных частиц, находящаяся в рабочем зазоре под действием магнитного поля, жестко соединена с полюсами электромагнита, то в этом случае величина нормальных сил недостаточна, чтобы совершать резание поверхности детали.

2. Если абразивные частицы плотно прижаты к обрабатываемой поверхности и совершают движения относительно полюсов магнита вместе с деталью, то в этом случае никакой обработки также не будет.

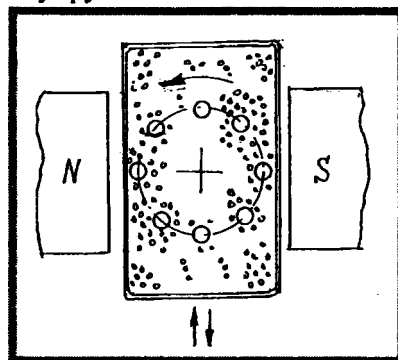


Рисунок 3 - Схема движения абразивных зерен порошка в рабочем пространстве при МАП швейных игл

Для устранения этих явлений в рабочий зазор вводятся так называемые спутники из ферромагнитного материала (концентраторы магнитного поля) или на полюсах электромагнита создаются концентраторы поля.

На основе экспериментов установлено, что в начале цикла основная часть абразивных зерен смещается к выходу из рабочего зазора по направлению вращения детали, и некоторая часть остается при входе в рабочий зазор. В установившемся режиме имеются четыре зоны распределения абразивных зерен, причем постоянно происходит перемещение порошка из одной зоны в другую. Перемещение зерен из одной зоны в другую вместе с поверхностью детали увеличивается с уменьшением поля в зазоре, увеличением зазора и уменьшением абразивных зерен, уменьшением скорости вращения детали. И наоборот, изменение приведенных факторов в обратном направлении уменьшает как подвижность отдельных зерен, так и их слоев. Рассмотрена система сил, действующих на режущие элементы при их поступательном движении

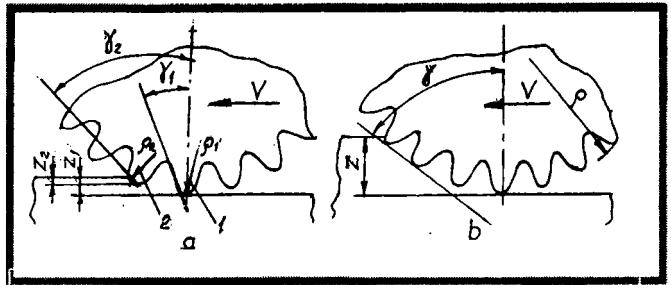


Рисунок 4 - Схема работы микро- и макро выступов при последовательном заглаблении абразивно-го зерна:

1 – режущий элемент; 2 – давящий микровыступ

Вершину шлифующего зерна можно представить поверхностью, имеющей микровыступы и субмикровыступы с соответствующими им радиусами округления вершин, границы между которыми весьма условны. Можно также представить некоторое идеализированное зерно, вершина которого равномерно усеяна геометрически подобными микровыступами. В соответствии с коэффициентом заглабления, пропорциональному нормальной силе резания, вершина зерна и его микровыступы могут выполнять роль давящих или режущих элементов. В этом случае пластическая деформация поверхностных слоев детали определяется лишь микропрофилем зерна. При дальнейшем возрастании нормальной силы возможен случай, когда вершина зерна становится давящим элементом, а отдельные микровыступы давящими или даже режущими. Увеличение приложенной нормальной силы приводит к

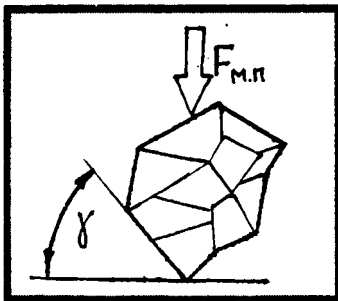


Рисунок 5 - Угол резания у абразивной частицы

увеличению числа режущих микровыступов и при некотором ее уровне вызывает качественное изменение, т.е. режущим элементом становится сама вершина зерна как макровыступ.

Большое значение для режущих свойств абразивной частицы имеет ее форма. Чем округлее частица, тем меньше она имеет острых режущих граней, следовательно, ее режущая способность будет низкой. Для характеристики формы абразивного режущего зерна можно ввести по аналогии, как это сделано в [3], так называемый коэффициент формы абразивного зерна, равный отношению поверхности сферы, контактирующей с вершинами острых углов частицы, к поверхности сферы, полученной после удаления острых углов, то есть гладкой (изношенной) частицы (Рис.6).

Очевидно, чем дальше удалены острия углов частицы от воображаемой сферы с центром в центре тяжести частицы, тем больше величина коэффициента формы частицы Φ . И наоборот, чем больше граней имеет частица и они равноудалены от воображаемого центра, тем режущая способность частицы меньше. Если частица имеет идеально сферическую форму, то частица совершенно не обладает режущими свойствами.

Обозначим R_0 – радиус идеальной, то есть изношенной частицы без острых граней и углов, а R_H – радиус частицы с наличием острых граней. Тогда коэффициент формы Φ будет равен

$$\Phi = \frac{4\pi R_H^2}{4\pi R_0^2} = \frac{R_H^2}{R_0^2} \quad (1)$$

Формула (1) показывает, что чем больше величина коэффициента формы абразивного зерна, тем режущая способность зерна выше, при $\Phi=1$ зерно не обладает режущими свойствами.

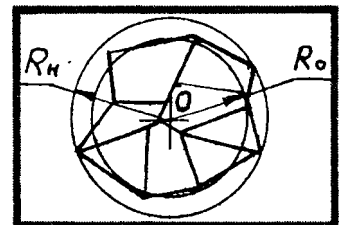


Рисунок 6- К определению коэффициента формы частицы

Абразивные частицы могут иметь совершенно разную форму [3], но, в конце концов, в результате изнашивания они приобретают округлую форму в виде сферы или эллипсоида. Это зависит от стойкости абразивных частиц. Так, например, структура абразивного порошка Fe-TiC обусловлена наличием базового кристалла карбида титана, представляющего основу всей эвтектической зоны порошка. Другие кристаллы, имеющие форму октаэдров, пронизывают матрицу. Такое строение обеспечивает устойчивость абразивных частиц, а кристаллизация карбидов приводит к образованию прочной колонии, определяя ее зональное строение и внешний вид [3]. Размеры карбидных включений составляют от нескольких микрометров до нескольких десятков микрометров. Установлено, что микротвердость карбидных слоев ферритных порошков составляет 12–15 ГПа при толщине 10–20 мкм. Фактический контакт абразива с обрабатываемой поверхностью и механическая активация частиц вследствие образования ювенильных поверхностей приводит в свою очередь к термоактивации. В результате происходит образование микротрещин и при соответствующих напряжениях сглаживание острых граней у зерен карбида. Присутствие смазывающе-охлаждающей рабочей жидкости приводит к сцеплению как самих абразивных частиц между собой, так и пленки жидкости с обрабатываемой поверхностью, что повышает стойкость абразивных частиц.

В зависимости от начальной формы частицы коэффициент формы довольно сильно изменится, но, как показано в [3], аппроксимация зерна сферами не вносит больших ошибок при определении коэффициента формы абразивной частицы. Очевидно, очень важным свойством абразивного зерна является постоянство коэффициента формы при работе или же, по крайней мере, медленное его изменение.

Заключение

Показано, что эффективным способом улучшения качества швейных игл является магнитно-абразивная обработка, которая в процессе одной операции производит полирование рабочей поверхности иглы, округление вершины иглы, удаляет заусенцы с краев отверстия ушка иглы, сглаживает края отверстия и сглаживает фаску на переходе тела иглы в конусную вершину.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сакулевич, Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф.Ю. Сакулевич. – Минск: Наука и техника, 1981. – 328 с.
2. Хейфец, М.П. Процессы самоорганизации при формировании поверхностей / М.П. Хейфец, Л.М. Кожуро, Ж.А. Мрочек. – Гомель: ИММС НАНБ, 1999. – 276 с.
3. Бабошкин, А.Ф. Сравнительные характеристики различных моделей абразивных зерен / А.Ф. Бабошкин // Прогрессивные технологии, машины и механизмы в машиностроении: междунар. научно-технич. конф. «Балтехмаш 2002»: сб. научных статей. – Калининград, 2002. – С. 15–17.

УДК 621.983

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Яцкевич О.К., Дубовик А.М., Федорук Г.Ф.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ, УПРОЧНЕННОГО КОМБИНИРОВАННЫМ СПОСОБОМ, НА ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

В данной статье рассматривается вариант комбинированной обработки для формирования износостойких покрытий, включающий в себя сочетание предварительной лазерной обработки и последующего электроискрового легирования.

В результате воздействия лазерного излучения на поверхности образуются параллельно расположенные упрочненные дорожки, которые ложатся с определенным коэффициентом перекрытия. Кроме того, лазерная обработка приводит к насыщению структуры металла двойниками и дислокациями, уменьшению балла зерна, измельчению карбидов.

Последующая обработка поверхности методом электроискрового легирования твердосплавным электродом с расположением упрочняющих дорожек перпендикулярно направлению следов лазерной обработки способствует получению слоистых высокоизносостойких слоев с пере-

крытием неупрочненных зон. Сплошность покрытия при этом составляет 90-100 % и регулируется. Суммарная глубина упрочненного слоя в зависимости от режимов находится в пределах 300-500 мкм.

Основными причинами, вызывающими ограничение глубины упрочненного слоя, являются: накопление внутренних напряжений, в том числе за счет образования в легированном слое новых фаз с различными коэффициентами термического расширения; образование ультрадисперсной структуры [1]. В процессе лазерной обработки и электроискрового легирования фазовые и структурные превращения, происходящие в металлах и сплавах, сопровождаются значительными объемными изменениями и, как следствие, возникают остаточные напряжения [1]. Чаще всего при электроискровом легировании возникают растягивающие напряжения. С увеличением толщины в легированном слое возникают трещины, обусловленные остаточными напряжениями в покрытии [1,2].

Поэтому были проведены исследования образцов, упрочненных ступенчатым способом с целью определения оптимальных режимов, обеспечивающих минимальные напряжения в поверхностных слоях за счет наложения напряжений и взаимного их уменьшения.

Целью работы является изучение зависимости остаточных напряжений в упрочненном комбинированной обработкой слое от фазового состава.

Методика исследований

Для исследований использовались образцы стали X12M в закаленном состоянии [2]. После низкого отпуска при температуре 160°C была получена мартенситная структура. Твердость поверхностного слоя 62...63 HRC, сердцевины 40...45 HRC. Лазерная обработка проводилась на непрерывном лазере Комета-2 с последовательным увеличением энергоклада. Электроискровое легирование осуществляли на установке ЭФИ – 46А. Установка работает на шести режимах, оснащена генератором импульсов. Для исследований был выбран твердый сплав ВК – 8 .

Режимы обработки выбирались исходя из рекомендаций [3], где отмечено, что упрочнение инструментальных сталей наблюдается в интервале плотностей энергии 0,5·10³ - 2·10³ Дж/см².

Остаточные напряжения I-го ряда измеряли в металлической составляющей покрытий методом рентгеноструктурного анализа. Одновременно изучали фазовый состав покрытий. Расчет остаточных напряжений производили по формуле простой обратной съемки:

$$(\sigma_1 + \sigma_2) = - \frac{\Delta a}{a} \cdot \frac{E}{\mu} = \frac{a_{\text{эт.}} - a_{\text{напр.}}}{a_{\text{эт.}}} \cdot \frac{E}{\mu},$$

где $\sigma_1 + \sigma_2$ – сумма главных напряжений в плоскости, параллельной поверхности покрытия, МПа;

$a_{\text{эт.}}$, $a_{\text{напр.}}$ – экстраполированный период решетки ненапряженного эталона и твердого раствора γ -Ni в покрытии, нм;

E – модуль Юнга,

μ – коэффициент Пуассона твердого раствора.

Таким образом, результатом расчета явились величины главных напряжений, действующих в объеме, не превышающем глубины поглощения рентгеновских лучей (не более 10 мкм), в плоскости, параллельной поверхности образца. При этом можно оценить изменение напряженного состояния в зависимости от направления движения лазерного луча.

Расчет периода решетки производили методом экстраполяции с использованием метода наименьших квадратов по программе PERCUB, входящей в состав пакета программ «ARSANAL». Средняя квадратичная погрешность составляла ± 0,01 нм, таким образом, напряжения определены с погрешностью ± 40...50 МПа.

Смещение линий на рентгенограмме наблюдалось под действием двух факторов: остаточных напряжений и легирования твердого раствора в процессе комбинированного упрочнения. Ненапряженным эталоном мог бы служить только материал каждого из исследуемых покрытий, отделенный от подложки, приведенный в ненапряженное состояние, но полностью сохранивший отличия своего состава от прочих. Поэтому плоский торец цилиндрического образца после термообработки подвергали обточке твердосплавным резцом таким образом, чтобы периферийная часть покрытия шириной 4 мм была превращена в хрупкую стружку, которую просеивали через сито с ячейкой 0,2 мм для исключения в эталоне крупных частиц пластически деформированного металла.

Съемку производили на дифрактометре Дрон -3,0 в медном излучении с графитовым монокристаллом при угловой скорости счетчика 1 градус/мин. Образцы снимали до получения линий на задних углах (Θ свыше 76 град).

Обсуждение результатов.

В таблице 1 приведен фазовый состав упрочненных слоев при различных видах обработки. Из результатов фазового анализа упрочненных образцов видно, что в приповерхностном слое присутствуют фазы, характерные для электроискрового легирования твердыми сплавами группы ВК - С, W_2C . Значительное количество в поверхностном слое составляют карбиды хрома Cr_7C_3 , $Cr_{23}C_6$. Наибольшее количество карбидных фаз выявлено в образцах подвергнутых лазерной обработке с последующим электроискровым легированием.

Сопоставление полученных данных позволяет сделать вывод о том, что последовательное упрочнение лазером и электроискровое легирование приводит к образованию непосредственно у поверхности высоколегированного слоя, состоящего в основном из карбидов вольфрама WC , W_2C и карбидов хрома Cr_7C_3 , $Cr_{23}C_6$.

Таблица 1- Фазовый состав после различных видов обработки

Виды упрочнения образцов	Природа фаз	Сумма интенсивностей, мм	Содержание фазы % по объему
1	2	3	4
Объемная термическая обработка (закалка + низкий отпуск)	Твердый раствор на основе α -Fe	721	73
	Cr_7C_3	245	24,8
	Cr_3C_2	7	0,7
	$Cr_{23}C_6$	15	1,5
Электроискровое легирование (ЭИЛ) сплавом ВК-8	α -Fe	216	14
	$Cr_{23}C_6$	97	6,3
	α - кобальт	63	4,1
	Cr_7C_3	328	21,2
	WC	810	52,4
	M_3C (легиров. цементит)	33	2
ЭИЛ и лазерная обработка $V=13$ мм/с $q=0,1 \times 10^9$ Вт/м ²	α -Fe	753	65,9
	Cr_7C_3	303	26,5
	$Cr_{23}C_6$	43	3,8
	Cr_3C_2	20	1,7
	M_3C	24	2,1
ЭИЛ и лазерная обработка $V=13$ мм/с, $q=0,2 \times 10^9$ Вт/м ²	α -Fe	183	22,3
	Cr_7C_3	303	36,3
	Cr_3C_2	12	1,5
	WC	276	33,6
	M_3C	47	5,7
Лазерная обработка и ЭИЛ $V=13$ мм/с, $q=0,05 \times 10^9$ Вт/м ²	Cr_7C_3	513	41,8
		146	11,9
	WC	402	32,8
	Cr_3C_2	58	4,7
	$Cr_{23}C_6$	32	2,6
	M_3C	76	6,2
Лазерная обработка и ЭИЛ $V=13$ мм/с $q=0,1 \times 10^9$ Вт/м ²	α - железо	104	12,3
	M_3C	12	1,5
	Cr_7C_3	346	40,9
	WC	248	29,3
	$Cr_{23}C_6$	135	16
Лазерная обработка и ЭИЛ $V=13$ мм/с, $q=0,15 \times 10^9$ Вт/м ²	α - Fe	41	5
	$Cr_{23}C_6$	38	4,6
	W_2C	6	0,7
	Cr_7C_3	401	48,8
	WC	255	31
	M_3C	81	9,9

Виды упрочнения образцов	Природа фаз	Сумма интенсивностей, мм	Содержание фазы % по объему
1	2	3	4
Лазерная обработка и ЭИЛ $V = 13 \text{ мм/с}$, $q = 0,2 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	$\alpha - \text{Fe}$	86	10,2
	Cr_{23}C_6	37	4,4
	W_2C	5	0,6
	WC	289	34,1
	Cr_7C_3	325	38,4
	M_3C	105	12,3

Увеличение количества карбидов хрома объясняется тем, что в процессе лазерной обработки поверхности происходит значительная активация поверхности, образуется энергонасыщенный слой с множеством вакансий и дислокаций. Это создает хорошие условия для прямой и обратной диффузии. В результате в процессе электроискрового легирования кроме обычной диффузии элементов электрода в активированную подложку наблюдается активная диффузия хрома в зону микрорасплава при электроискровом легировании с образованием карбидов хрома, имеющих текстурованную кристаллическую решетку.

При фазовом анализе обнаружена важная особенность структуры - аксиальная кристаллографическая текстура, то есть преимущественная ориентировка определенного кристаллографического направления большинства кристаллитов покрытия (табл.2). У фазы Cr_7C_3 к поверхности образца ориентирована плоскость (331), а у карбида Cr_{23}C_6 - плоскость (531) как обычно у кубических структур, нормально поверхности ориентировано направление с теми же индексами (531). Обнаруженное явление аналогично текстуре, обнаруживаемой в диффузионных хромокарбидных слоях после диффузионного хромирования высокоуглеродистых сталей.

Известно, что между степенью совершенства аксиальной кристаллографической текстуры и рабочими свойствами поверхностей (например износостойкостью) существует положительная корреляция.

Таблица 2- Степень совершенства аксиальной текстуры

Вид упрочнения образца	(531) P_1 Cr_{23}C_6	(331) P_1 Cr_{23}C_6
	Электроискровое легирование (ЭИЛ) сплавом ВК-8	14,5/0,62
ЭИЛ и лазерная обработка $q = 0,2 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	22,7/0,96	31,8/0,57
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,1 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	22,1/0,93	48,3/0,86
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,15 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	21,4/0,90	39,9/0,65
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,2 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	15,9/0,67	48,4/0,87

Все исследованные снимки содержали 6 линий твердого раствора на основе железа, что позволило рассчитать методом экстраполяции период кубической решетки α - фазы. Данные приведены в таблице 3.

Таблица 3 – Период решетки Fe- α

Вид упрочнения	Экстраполированный период α , Å^0
Объемная термическая обработка (закалка + низкий отпуск)	2,8760
Электроискровое легирование (ЭИЛ) сплавом ВК – 8	2,8625
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,05 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	2,8708
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,1 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	2,8595
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,15 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	2,8843
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,2 \times 10^9 \text{ Вт/м}^2$	2,8639

Период кубической решетки чистого железа $\alpha_{\text{табл.}} = 2,8664 \text{ Å}^0$

Таким образом, лишь в одном случае из восьми значение периода решетки близко к табличному. Объяснить увеличение периода решетки α - твердого раствора несложно: это – следствие растворения в железе легирующих элементов по механизму замещения. Расчет по программе VEGARD показывает значения концентраций примесей, приведенные в таблице 4.

Таблица 4 – Концентрация примесей в твердом растворе на основе α -Fe

Вид упрочнения образца	Природа возможной примеси	Концентрация примеси в %
Объемная термическая обработка	хром	1,79
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,05 \times 10^9$ Вт/м ²	хром	3,92
	или вольфрам	5,50
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,15 \times 10^9$ Вт/м ²	хром	7,32
	и вольфрам	5,50

Как видно из результатов, ступенчатая обработка способствует введению в твердый раствор хрома и вольфрама в незначительных количествах.

Кроме железа во всех исследованных образцах в значительных количествах содержатся карбиды вольфрама и хрома. Был произведен расчет периодов гексагональной решетки карбида Cr_7C_3 . Результаты расчета и анализ причин их отклонений приведены в таблице 5.

Таблица 5 – Расчет периода решетки Cr_7C_3 и вероятная причина отклонения от табличных данных.

Вид упрочнения образца	Периоды решетки Cr_7C_3 А ⁰		Вероятная причина отклонения от табличных значений	
	С		легирование железом, % ат	Дефицит углерода в решетке, % ат
	табличные значения			
1	2	3	4	5
Объемная термическая обработка	10,2154	4,7536	216	60
Электроискровое легирование	11,0889	4,5990	180	50
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,05 \times 10^9$ Вт/м ²	11,2611	4,4725	176	53
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,1 \times 10^9$ Вт/м ²	13,3104	4,2442	75	21
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,15 \times 10^9$ Вт/м ²	14,1138	4,4689	Нет	нет
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,2 \times 10^9$ Вт/м ²	13,8794	4,4731	15	4

Таким образом, наиболее вероятная причина уменьшения периодов решетки карбида хрома – значительный дефицит углерода. Обращает на себя внимание то, что в случае лазерной обработки отклонения периодов решетки Cr_7C_3 – это не карбидная фаза стали (в этом случае его состав был бы аналогичен полученному на образцах без покрытия), а новая фаза, образовавшаяся в результате лазерной обработки и электроискрового легирования.

Были исследованы остаточные напряжения в поверхностном слое по оригинальной методике. Результаты представлены в таблице 6.

Результаты показывают, что напряжение во всех упрочненных образцах имеют положительный знак (растягивающие). Напряжения являются результатом неблагоприятного сочетания упругих деформаций, вызванных быстрым охлаждением, фазовыми превращениями и другими факторами.

Таблица 6 – Остаточные напряжения упрочненного слоя, вызванные фазовыми превращениями.

Вид упрочнения образцов	Остаточные напряжения, МПа
Электроискровое легирование	183
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,1 \times 10^9$ Вт/м ²	98
Лазерная обработка и ЭИЛ $q = 0,2 \times 10^9$ Вт/м ²	100

Необходимо отметить, что величины остаточных напряжений, приведенные в табл. 6, являются приблизительными, так как при исследованиях не были использованы напряженные эталоны. Истинные значения напряжений, по-видимому, выше, хотя несомненно то, что они не достигают предела прочности твердого раствора, так как отсутствуют микротрещины, а также то, что

они имеют положительный знак непосредственно у поверхности (поскольку иначе объяснить уменьшение периода решетки железа не удастся).

В свою очередь при лазерной обработке при плотностях мощности (до $2 \cdot 10^4$ Вт/см²) у всех сталей в поверхностном слое формируются растягивающие макронапряжения, и уменьшающиеся у стали Х12М к границе зоны термического воздействия.

При малых плотностях мощности, когда обрабатываемый материал нагревается ниже температуры плавления, в поверхностном слое развиваются довольно большие растягивающие напряжения, причем область их распространения соизмерима с глубиной зоны термического воздействия. С увеличением плотности мощности лазерного излучения, сопровождающимся появлением на поверхности тонкого слоя оплавленного металла, наблюдается снижение растягивающих напряжений и выравнивание их по глубине, и появляются сжимающие напряжения [1].

Сталь Х12М в отличие от сталей ХВГ, У8А,45 при всех плотностях мощности имела растягивающие остаточные напряжения (причем наименьшие при плотности мощности 200 кВт/см²) [1].

В работе [1] установлено, что снижение напряжений и более равномерное распределение их по толщине способствует увеличению толщины покрытия, его адгезионной прочности.

Для оценки остаточных напряжений в упрочненном слое после ступенчатой обработки использовались образцы из стали Х12М. Гистограмма прогибов образцов при различных условиях обработки приведена на рисунке 1.

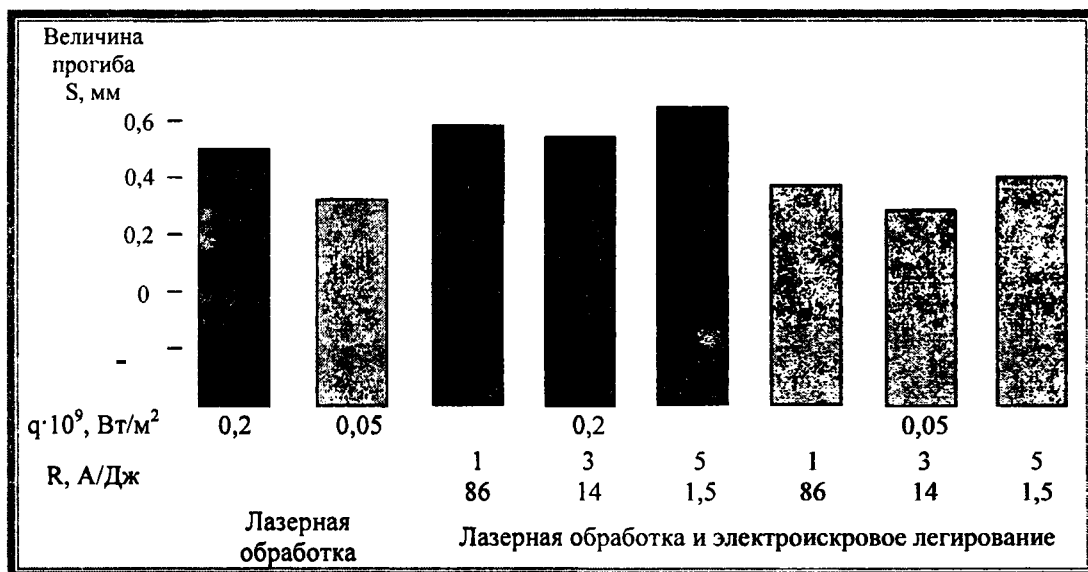


Рисунок 1 – Величина прогиба образцов при различных видах обработки

Обобщая проведенные исследования можно сделать вывод, что в результате ступенчатого упрочнения лазерной обработкой с последующим электроискровым легированием в поверхностном слое происходят следующие изменения:

- в приповерхностном слое возрастает количество карбидов хрома;
- возрастает степень легирования твердого раствора железа хромом и вольфрамом;
- вновь образовавшиеся карбиды хрома обладают достаточно совершенной аксиальной текстурой;
- состав образовавшихся карбидов хрома близок к равновесному; для этих фаз характерен дефицит углерода.
- в приповерхностном слое формируются растягивающие напряжения, причем в образцах, упрочненных лазером с электроискровым легированием несколько ниже, чем в образцах без лазерной обработки, что позволяет предположить о влиянии лазерной обработки на суммарные напряжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коваленко В.С., Верхотуров А.Д., Головкин Л.Ф., Подчерняева И.А. Лазерное и электроэрозионное упрочнение материалов. М.: Наука, 1986. 276 с. 2. Полевой С.Н., Евдокимов В.Д. Упрочнение металлов : справочник. – М.: Машиностроение, 1986. 320 с. 3. Верхотуров А.Д., Подчерняева И.А., Прядко Л.Ф., Егоров Ф.Ф. Электродные материалы для электроискрового легирования. – М.: Наука, 1988.- 224 с.

УПРОЧНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ КОМБИНИРОВАННЫМИ МЕТОДАМИ ОБРАБОТКИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Развитие промышленности требует создания деталей с поверхностными слоями, обладающими комплексом заданных свойств. Варьировать комплексом физико-механических и эксплуатационных характеристик деталей машин и инструмента, работающих в особо тяжелых условиях, в значительной степени помогает использование ступенчатых методов обработки, позволяющих получать слоистые износостойкие поверхности.

К наиболее распространенным методам поверхностной обработки применительно к инструментальным материалам можно отнести лазерную и электроискровую обработки.

Использование энергии лазерного луча для проведения поверхностной термической обработки представляет значительный интерес с учетом специфических его особенностей:

- возможность концентрации в локальной зоне поверхности высоких плотностей мощности, практически недостижимых другими методами, что, в свою очередь, обеспечивает: 1) получение сверхвысоких скоростей нагрева и охлаждения тонкого поверхностного слоя и формирование за счет этого слоев сверхбыстрой закалки с повышенным комплексом свойств; 2) эффект локальности обработки, т. е. возможности упрочнения только рабочих поверхностей деталей без значительного их объемного разогрева;

- возможность точного управляемого энергетического воздействия на заданную точку поверхности при широком диапазоне его варьирования, что дает предпосылки для управления структурой и свойствами упрочняемой поверхности в процессе обработки;

- легкость управления лазерным лучом в смысле возможности автоматизации процессов;

- экологическая чистота процессов обработки.

Однако эффект лазерного упрочнения определяется маркой материала, из которого изготовлена заготовка.

Электроискровая обработка обеспечивает создание износостойких покрытий с высоким уровнем физико-механических свойств на рабочих поверхностях деталей.

Комбинация указанных методов позволит объединить их достоинства, избежав недостатков каждого из них. Лазерная обработка электроискровых покрытий позволит направленно модифицировать их свойства. В то же время известно, что предварительная подготовка поверхности в значительной степени влияет на результат электроискровой обработки.

Перспективным направлением при создании упрочняющего слоя на поверхностях является лазерная обработка с последующим электроискровым легированием поверхности твердым сплавом, что обеспечивает получение целого комплекса свойств в приповерхностном слое. На эксплуатационные характеристики деталей, работающих на износ в условиях ударного нагружения, влияют: микротвердость, глубина упрочненного слоя, сплошность наносимого покрытия, остаточные напряжения в поверхностных слоях и возможность их релаксации, демпфирующие свойства, микрорельеф поверхности, методы формирования структуры и свойств упрочненного слоя; геометрия слоя (возможность получения дискретного подслоя), стабильность сформированной структуры и свойств. Отмечено, что лазерная обработка приведет к насыщению структуры металла двойниками и дислокациями, уменьшению балла зерна, измельчению карбидов. Кроме того, в результате воздействия лазерного излучения на поверхности образуются параллельно расположенные упрочненные дорожки, которые ложатся с определенным коэффициентом перекрытия.

Последующая обработка поверхности методом электроискрового легирования твердосплавным электродом с расположением упрочняющих дорожек перпендикулярно направлению следов лазерной обработки способствует получению слоистых высокоизносостойких слоев с перекрытием неупрочненных зон. Сплошность покрытия при этом составляет 90-100 % и регулируется. Сочетание же электроискрового легирования и электромагнитной обработки значительно снижает шероховатость поверхности. Воздействие магнитного поля может изменять важные физико-механические свойства поверхностей. Повышение качества и эффективности обработки достига-

ется путем комбинирования импульсов электрического и магнитного поля в различных сочетаниях [1].

Целью работы является изучение влияния предварительной лазерной обработки и последующего электроискрового легирования в магнитном поле на комплекс физико-механических свойств.

Методика исследований

Для исследований были использованы образцы стали X12M в закаленном состоянии [2]. После низкого отпуска при температуре 160°C была получена мартенситная структура. Твердость поверхностного слоя 62...63 HRC, сердцевины 40...45 HRC. Для изучения механизма превращений, происходящих при лазерной обработке, поверхность подвергали излучению непрерывного лазера Комета-2 с последовательным увеличением энерговклада. Изучали распределение микротвердости по сечению образца, микроструктуру и фазовый состав.

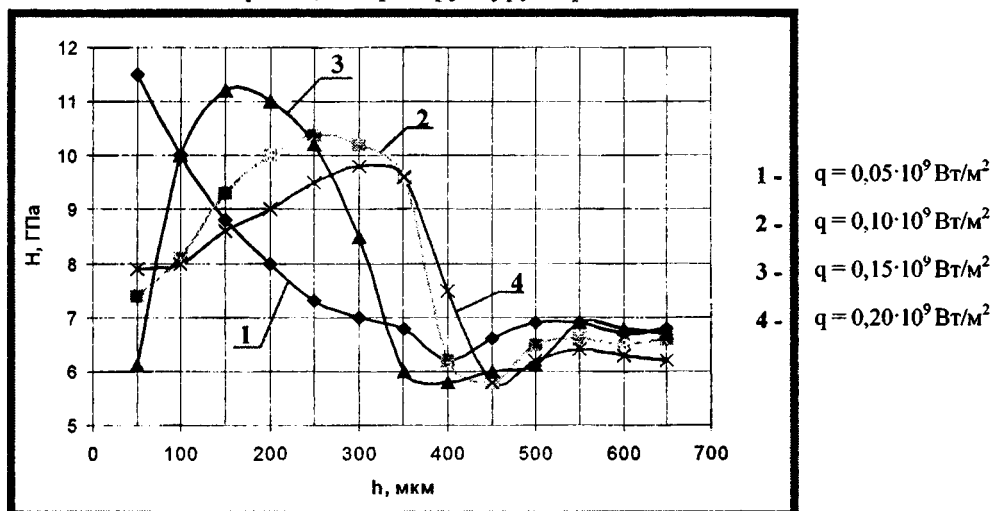


Рисунок 1 – Распределение микротвердости по глубине упрочненного слоя после лазерной обработки

Электроискровое легирование осуществляли на установке ЭФИ – 46А. Установка работает на шести режимах, оснащена генератором импульсов и электродержателем, внутри которого находится электромагнитный вибратор. К якорию вибратора с помощью универсального зажима крепится анод из упрочняющего материала. Для исследований был выбран твердый сплав ВК – 8 .

Режимы обработки выбирались исходя из рекомендаций [3], где отмечено, что упрочнение инструментальных сталей наблюдается в интервале плотностей энергии $0,5 \cdot 10^3 - 2 \cdot 10^3$ Дж/см².

Обсуждение результатов.

В результате упрочнения образцов лазерным лучом были получены слои толщиной 120...500 мкм. Выявлены два типа структур, значительно отличающихся друг от друга. Структура поверхности, упрочненной при плотности мощности $0,15 \cdot 10^9$ Вт/м², имеет слоистое строение. Слой, расположенный непосредственно у поверхности, представляет собой мартенсит, мелкодисперсные карбиды и значительное количество остаточного аустенита, что подтверждается твердостью слоя. Второй слой состоит из мелкодисперсных карбидов и мартенсита, имеет максимальную твердость, причем с увеличением плотности мощности глубина верхнего слоя возрастает. Далее идет слой со структурой отпуска и более низкой твердостью (до 5,7 ГПа) (рисунок 1, кривая 3).

Интервал режимов плотности мощности $q = 0,1 - 0,2 \cdot 10^9$ Вт/м², $V = 13$ мм/с представляет интерес тем, что он является граничным, при котором на поверхности начинается оплавление. При плотности мощности выше $0,2 \cdot 10^9$ Вт/м² происходит оплавление поверхности.

Второй тип структур наблюдается при режимах лазерной обработки $q = 0,05 \cdot 10^9$ Вт/м², $V = 13$ мм/с (рисунок 1, кривая 1). Слой, расположенный непосредственно у поверхности, представляет собой мартенсит, мелкодисперсные карбиды и незначительное количество остаточного аустенита. Второй слой – зона с троститной структурой с понижением микротвердости до 6,0 ГПа.

Таким образом, при увеличении глубины зоны термического воздействия лазера в стали X12M непосредственно на поверхности образуется слой с наличием аустенита, что отрицательно сказывается на механических свойствах металла.

Для получения поверхностей с высокими триботехническими свойствами образцы, обработанные лазером, подвергали электроискровому легированию на различных режимах.

Суммарная глубина упрочненного слоя в зависимости от режимов находится в пределах 300-500 мкм (рисунок 2). Причем с увеличением энергии импульса с $R = 4,5$ А/Дж до $R = 86$ А/Дж глубина верхнего наносимого слоя возрастает.

Слой состоит из четырех зон. Первая зона – «белый слой», полученный после электроискрового легирования на основе твердого сплава ВК-8. Вторая зона – зона отпуска, незначительная по величине. Третья – зона термического воздействия лазерной обработки, оканчивающаяся четвертой зоной – зоной отпуска. Зоны вторая и четвертая предположительно могут способствовать улучшению демпфирующих свойств материала.

На рисунке 3 представлена зависимость изменения микротвердости для образцов, упрочненных лазером с электроискровым легированием.

Изменение микротвердости по глубине образцов подтверждает образование слоистой износостойкой зоны у поверхности глубиной 250...450 мкм с максимальной микротвердостью у поверхности до 16 ГПа и высокой микротвердостью по глубине слоя до 11...12 ГПа.

Известно, что электроискровое легирование может сопровождаться снижением степени упрочнения поверхности за счет термических эффектов, вызывающих релаксационные процессы и рост зерен в приповерхностных слоях. Высокие скорости термического нагружения, связанные с интенсивным теплоотводом при электроискровом легировании могут вызвать образование микротрещин за счет термоусталостных явлений. Значительную роль в формировании износостойкого покрытия играет материал подложки, который обеспечивает прочность сцепления покрытия с основой и его работоспособность в условиях нагружения.

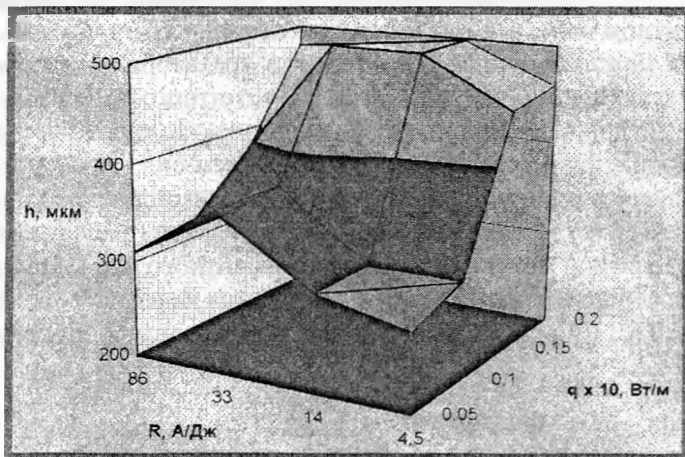


Рисунок 2 – Зависимость глубины упрочненного слоя от режимов ступенчатой обработки

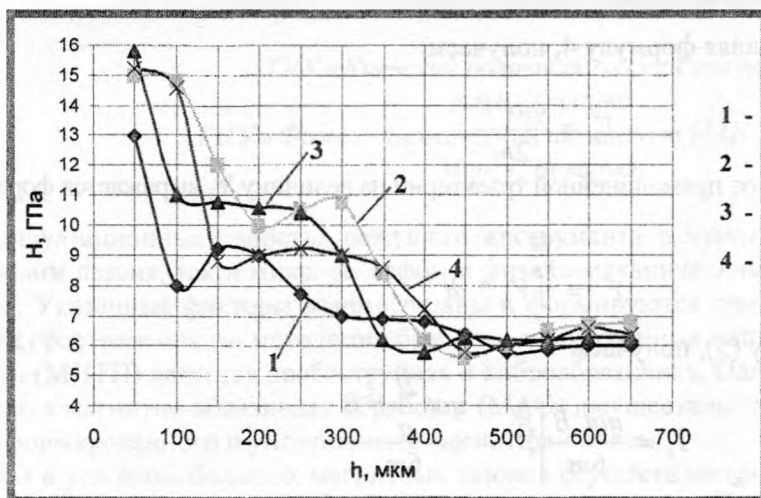


Рисунок 3 - Распределение микротвердости по глубине упрочненного слоя после лазерной обработки и электроискрового легирования

Использование лазерной обработки образцов перед электроискровым легированием обеспечивает снижение внутренних напряжений за счет наложения вторичного температурного поля. Образуется мелкодисперсная структура материала подложки, что исключает значительный рост зерна и, следовательно, появление микротрещин.

Одним из существенных недостатков процесса электроискрового легирования является сравнительно высокая шероховатость упрочненной поверхности при средних режимах обработки. Одним из путей снижения шероховатости может быть дополнительно воздействие магнитного поля [4].

Была поставлена задача – сместить и перераспределить по поверхности канал расплава, тем самым уменьшить шероховатость и улучшить качество наносимого слоя.

Электроны движутся под действием ускоряющего потенциала к аноду. При внешнем магнитном поле, равном нулю, траектория электрона прямолинейна. При наложении магнитного поля на межэлектродное пространство траектория электронов искривляется. При больших значениях магнитной индукции внешнего магнитного поля процесс ЭИЛ может ухудшаться. При сближении электродов на стадии пробоя межэлектродного расстояния электроны будут отклоняться от прямолинейной траектории под действием сил магнитного поля и не будут попадать на анод. В этом случае разряд между электродами произойдет только в момент их касания, что ухудшает качество наносимого слоя. Поэтому был произведен расчет величины максимально допустимого значения магнитной индукции внешнего магнитного поля, при которой можно воздействовать на канал разряда и на электрод с целью улучшения качества поверхности.

Сила, действующая на электроны со стороны магнитного поля, равна:

$$F = qVB, \quad (1)$$

где q – заряд электрона;

V – скорость движения электрона;

B – величина магнитной индукции внешнего магнитного поля.

Зависимость между межэлектродным расстоянием (l) и скоростью движения электродов выражается зависимостью:

$$l = \frac{at^2}{2} = \frac{V^2}{2a}, \quad (2)$$

где a – ускорение электронов.

Ускорение (a_n) электронов под действием силы F можно выразить формулой:

$$a_n = \frac{qVB}{m}, \quad (3)$$

где m – масса электрона.

В момент времени t ускорение равно:

$$\dot{v}_n = \int_0^t \frac{qatB}{m}; \quad (4)$$

Учитывая, что в момент времени t скорость равна

$V_t = \int_0^t a * dt$, подставляя формулу 4, получаем:

$$V_t = \frac{qat^2 B}{2m}; \quad (5)$$

Отклонение электрона от прямолинейной траектории на величину Y , выражается формулой:

$$Y_o = \int_0^{\sqrt{\frac{2l}{a}}} V_t * dt \quad (6)$$

Подставляем формулу (5), получаем

$$Y_o = \frac{qat^3 B}{6m} \Big|_0^{\sqrt{\frac{2l}{a}}} = \frac{qa \left(\frac{2l}{a}\right)^{\frac{3}{2}} B}{6m} \quad (7)$$

Из (7) следует (8):

$$B = \frac{Y_o 6m}{qa \left(\frac{2l}{a}\right)^{\frac{3}{2}}}. \quad (8)$$

Подставляя в формулу значения массы и заряда электрона, а также задавая значения Y_o равным диаметру электрона, получаем величину магнитной индукции внешнего магнитного поля, равную 0,18 Тл, при которой электроны не достигают анода. Следовательно, разряд будет происходить только при касании электродов. Из полученной зависимости следует, что за счет наложения внешнего магнитного поля в пределах 0,18 Тл можно воздействовать на канал разряда с целью перераспределения по поверхности, тем самым изменяя шероховатость.

Для подтверждения теоретических выводов и изучения характера воздействия внешнего магнитного поля было разработано устройство на базе серийной установки для электроискрового легирования ЭФИ-46А, позволяющее воздействовать вращающимся магнитным полем на процесс электроискрового легирования.

Выводы.

Предварительная лазерная обработка электроискровых покрытий позволяет получить мелкодисперсную структуру материала подложки, что исключает значительный рост зерна и, следовательно, появление микротрещин.

В результате последующего электроискрового легирования у поверхности образуется слоистая износостойкая зона глубиной 250...450 мкм с максимальной микротвердостью у поверхности до 16 ГПа и высокой микротвердостью по глубине слоя до 11...12 ГПа

Сочетание же электроискрового легирования и электромагнитной обработки значительно снижает шероховатость поверхности. Комбинирование перечисленных способов обеспечивает повышение качества и эффективности обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ящерицын, П.И. Алмазно-абразивная обработка и упрочнение изделий в магнитном поле / П.И. Ящерицын [и др.]. – Минск: Наука и техника, 1988. – 272 с.
2. Марочник сталей и сплавов / В.Г. Сорокин [и др.]; под общ. ред. В.Г. Сорокина. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с.
3. Коваленко, В.С. Лазерное и электроэрозионное упрочнение материалов / В.С. Коваленко. – М.: Наука, 1986. – 276 с.
4. Девойно, О.Г. О поверхностном упрочнении стали 40×13 лазерным лучом / О.Г. Девойно, Г.М. Яковлев. – М.: Машиностроение, 1983. – Вып. 8. – С. 127–128.

УДК 621.923.7

Майборода В.С., Лебедев В.Я.

КИНЕМАТИКА ПРОЦЕССА МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН В УСЛОВИЯХ БОЛЬШИХ МАГНИТНЫХ ЗАЗОРОВ

НТУУ «Киевский политехнический институт»

Киев, Украина

ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси»

Минск, Беларусь

Эксплуатационные свойства режущего инструмента в значительной мере определяются как материалом лезвия, так и микрорельефом и физико-механическими свойствами его поверхностного слоя. Указанные факторы взаимосвязаны и формируются при финишной обработке инструмента. Распространенными методами обработки многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин (МНТП) является дробеструйная и виброабразивная. Одним из новых финишных методов является магнитно-абразивная обработка (МАО), осуществляемая посредством абразивного порошка, сформированного и уплотненного магнитным полем.

МАО в условиях больших магнитных зазоров осуществляется при активном взаимодействии обрабатываемой поверхности с реологическим инструментом, формируемым магнитным полем и геометрией полюсных наконечников. Процесс характеризуется комбинированным воздействием на обрабатываемую поверхность, включающим ударное, фрикционное взаимодействие и микрорезание [1, 2].

Процесс МАО МНТП целесообразно выполнять на установках типа «кольцевая ванна», когда деталь совершает вращение вокруг собственной оси и перемещается через рабочую зону. При вращении пластины вокруг собственной оси со скоростью ω_n теоретически может обрабатываться только часть грани многогранной пластины. Другая часть будет находиться в «тени». Поэтому необходимо детали задавать дополнительное движение - перемещение через рабочую зону со скоростью ω_x для обеспечения более равномерной обработки граней пластины. В работах [1, 2]

показано, что стабильность и равномерность процесса МАО деталей типа тела вращения реализуется при их перемещении в рабочих зонах по траектории в виде эпициклоиды с наибольшей эффективностью при величине $n = \omega_0 / \omega_k = 5000 \div 8000$ [2]. Полученные результаты не учитывают особенностей формы деталей и направлены на обеспечение максимальной производительности. Для обработки МНТП необходимо обеспечить равномерный прижим порошка к обрабатываемым поверхностям детали и наличие тангенциальных сил, обеспечивающих диспергирование, выглаживание или пластическое деформирование поверхностного слоя. Это может быть достигнуто управлением величиной магнитных сил, за счет конфигурации и градиентов магнитного поля, выбором оптимальной скорости и траектории перемещения деталей в абразивной среде.

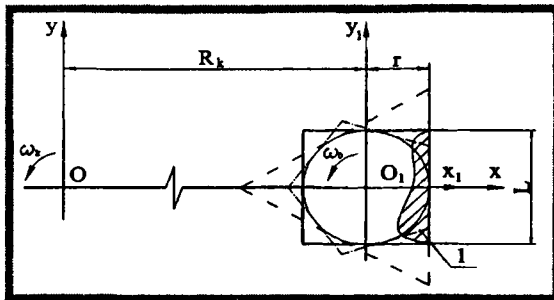


Рисунок 1 - Кинематическая схема обработки многогранной пластины в «кольцевой ванне»

Рассмотрим схему МАО детали в «кольцевой ванне», при которой обрабатываемая пластина вращается вокруг собственной оси O_1 со скоростью ω_0 и вокруг оси кольцевой ванны O со скоростью ω_k (рис. 1).

Кинетическая энергия, которой обладает при МАО каждая точка на грани МНТП равна

$$dE = \frac{dm \cdot V^2}{2} \quad (1)$$

где - $dm = \rho \cdot dS \cdot dl$ - масса малого объема порошка, в предположении, что плотность абразивной среды ρ является постоянной величиной;

dS - периферия точки на грани пластины;

dl - путь, пройденный точкой на грани пластины за промежуток времени dT

Величину dl можно определить как: $dl = \sqrt{[x'(T)]^2 + [y'(T)]^2} dT$.

Примем две системы координат: x, y с центром в точке O и x_1, y_1 с центром в точке O_1 . Система x_1, y_1 вращается вокруг точки O_1 с угловой скоростью ω_0 и относительно точки O с угловой скоростью ω_k (рис.1).

Уравнение траектории движения точки на грани пластины в системе координат x_1, y_1 :

$$\begin{cases} x_1(T) = r \cdot \cos \omega_0 \cdot T - L_i \cdot \sin \omega_0 \cdot T \\ y_1(T) = L_i \cdot \cos \omega_0 \cdot T + r \cdot \sin \omega_0 \cdot T \end{cases}$$

где: - L_i определяет положение точки на грани пластины, м;

- T - время, с.

При переходе от системы координат от x_1, y_1 к X, Y уравнение траектории движения той же точки на грани пластины примет вид:

$$\begin{cases} x(T) = r \cdot \cos(\omega_0 \cdot T) - L_i \cdot \sin(\omega_0 \cdot T) + R_k \cdot \cos(\omega_k \cdot T) \\ y(T) = L_i \cdot \cos(\omega_0 \cdot T) + r \cdot \sin(\omega_0 \cdot T) + R_k \cdot \sin(\omega_k \cdot T) \end{cases}$$

После замены переменной T на t - угол поворота пластины вокруг оси «кольцевой ванны», уравнения траектории движения точки будут иметь вид:

$$\begin{cases} x(t) = r \cdot \cos(n \cdot t) - L_i \cdot \sin(n \cdot t) + R_k \cdot \cos(t) \\ y(t) = L_i \cdot \cos(n \cdot t) + r \cdot \sin(n \cdot t) + R_k \cdot \sin(t) \end{cases}$$

где $n = \frac{\omega_0}{\omega_k}$ - передаточное соотношение.

Модуль нормальной скорости V_n определяется как проекция вектора скорости на нормаль к грани пластины: $V_n = V \cdot \cos \varphi$,

где V - скорость точки на грани пластины, определяемая как $V = \frac{dl}{dT}$;

- φ - угол между вектором скорости и нормалью к грани пластины.

Тогда суммарная относительная кинетическая энергия точки на грани будет равна:

$$E_x = \frac{\rho}{2} \frac{dS}{dt} \int_0^L \left[[x'(t)]^2 + [y'(t)]^2 \right]^{1/2} \cos^2 dt. \quad (2)$$

Из за сложной формы МНТП могут иметь место случаи, когда вектор скорости абразивной

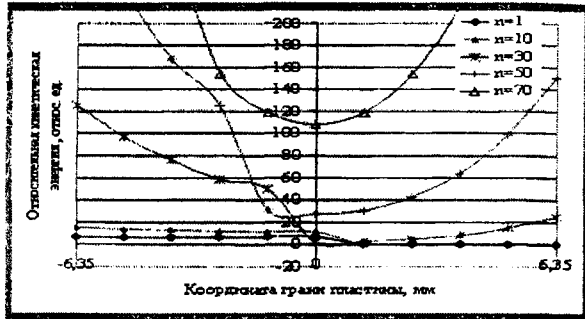


Рисунок 2 - Изменение величины относительной кинетической энергии вдоль грани пластины при МАО в условиях кольцевой ванны

среды относительно пластины на грани направлен в тело пластины и реализуется активное взаимодействие абразива с обрабатываемой поверхностью или когда вектор направлен от тела пластины и обработка не происходит. Последний случай относится к условиям формирования «теневой зоны». Для определения случаев, когда точки на грани находятся в «теневой зоне», необходимо определить угол между вектором скорости движения точки на грани пластины и вектором, расположенным по нормали к грани пластины. В случаях, когда $\varphi \geq 90$, составляющую от скорости движения точки не учитывают. Интеграл в зависимости 2 находится численно. Одновременно в расчетах исключаются случаи, которые относятся к условиям образования «теневых зон».

Распределение суммарной относительной кинетической энергии передаваемой от абразивной среды каждой точке на грани E_x по длине грани пластины L при разных передаточных соотношениях n приведено на рис. 2.

С ростом величины передаточного соотношения n равномерность обработки вдоль грани падает. В этом случае более интенсивно обрабатываются те части грани, которые расположены возле угла МНТП. Анализ полученных зависимостей (рис.2) показал, что для реализации равномерной обработки необходимо создание условий, при которых передаточное соотношение $n < 10$. Но при вращении пластины вокруг оси кольцевой ванны в одном направлении (по или против часовой стрелки) будет обрабатываться лишь около 60 % длины грани. Для обеспечения обработки всей длины грани необходима обработка с реверсом.

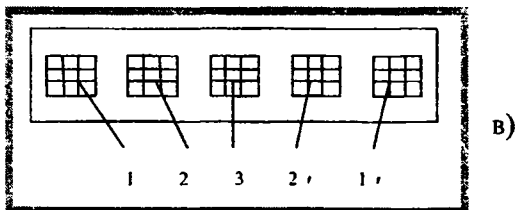
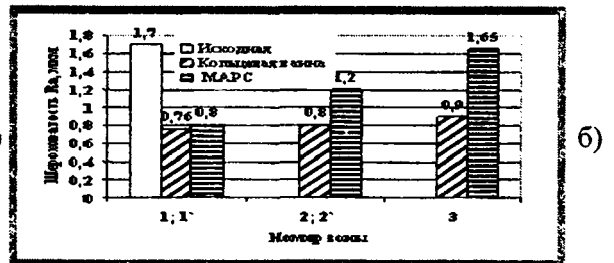
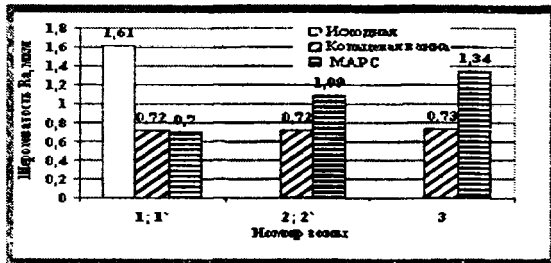


Рисунок 3 - Изменение шероховатости по длине грани МНТП

Использование метода МАО в условиях малых рабочих зазоров (до 2 мм) обеспечивает достижение высоких классов шероховатости обрабатываемых пластин и улучшение физико-механических характеристик поверхностного слоя деталей. Изменение свойств поверхностного слоя при МАО с индукцией магнитных полей в рабочих зонах 0,8-1,2 Тл обеспечивается на глубине до 10-15 мкм [4]. Это не достаточно для получения положительных результатов по повышению стойкости режущего инструмента, достигаемых виброабразивной обработкой. Кроме того, такая обработка не приемлема для многогранных пластин из-за невозможности обеспечения равномерности обработки всей поверхности пластин. Объединить преимущества МАО и виброабразивных

методов упрочнения позволяет метод МАО в больших рабочих зазорах [1,3]. Для реализации указанных условий МАО использована технологическая наладка для установки типа «кольцевая ванна» на базе вертикально фрезерного станка. Наладка обеспечивает возможность одновременной обработки шести пластин и состоит из приводного и шпиндельного модулей. Приводной модуль служит для отбора мощности от шпинделя станка и передачи вращения на шесть шпиндельных модулей и настройки их частоты вращения относительно частоты вращения шпинделя станка. Сменные колеса модулей позволяют ступенчато регулировать их частоты вращения.

При исследовании использовались МНТП после виброабразивной обработки. Шероховатость по задней поверхности для пластин 10114-110408 Т5К10 составляла по параметру R_a 1,61 мкм, для 02114-100608 Т15К6 - 1,72 мкм. Перемещение обрабатываемых пластин через рабочую зону осуществлялось со скоростью 0,1 м/с, частота вращения вокруг оси шпинделя 100-800 мин⁻¹ и частота осцилляции вдоль оси 30-300 Гц с амплитудой 4 мм. Применялся порошок Полимам-Т зернистостью 500/200 мкм с добавлением 3-5% алмазной пасты фракции 3/2 мкм. Магнитная индукция в рабочих зазорах установок МАРС составляла 0,4 Тл. Общее время обработки с реверсом 60 с (30 с при вращении по часовой стрелке и 30 с в противоположном направлении). Скорость обработки деталей в зонах обработки составляла 1,8-2 м/с, что для обработки на установке типа МАРС составляло 800 об/мин., а на установке типа кольцевая ванна – 200 об/мин. Результаты измерений по граням для пяти одинаково обработанных пластинок каждого типа приведены на рис. 3.

Полученные результаты показывают, что кинематические особенности процесса МАО на установках типа «кольцевая ванна» обеспечивают более равномерную обработку по всем поверхностям МНТП и способствует снижению их шероховатости. Анализ показал, что изменение шероховатости после МАО зависит от условий предварительной обработки. Для образцов после виброгалтовки имеет место незначительное снижение параметра R_a , а после алмазного шлифования снижение более существенное. Это связано с разной микрогеометрией поверхностей, сформированных на предыдущих перед МАО стадиях обработки. После виброгалтовки микропрофиль не имеет острых выступающих вершин, как после алмазного шлифования. Так как процесс МАО в условиях «кольцевой ванны» в больших зазорах происходит за счет активного ударно-фрикционного взаимодействия абразивной среды и обрабатываемой поверхности, то острые микровыступы, характерные для поверхности после алмазного шлифования, удаляются в первую очередь. Улучшение же поверхности после виброгалтовки происходит преимущественно за счет микровыглаживания и истирания микровыступов.

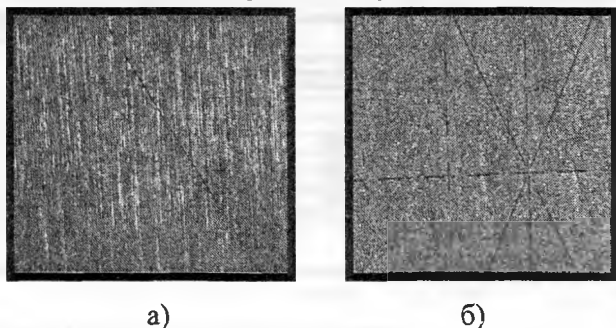


Рисунок 4 – Поверхность МНТП после алмазного шлифования – а, после МАО – б

Исследования микрогеометрии поверхностей твердосплавных пластин при МАО выполняли на цилиндрических твердосплавных элементах диаметром 12 мм, высотой 20 мм из сплава Т14К8. Указанная форма элементов исключает проявление нежелательных эффектов, которые могут возникать в локальных объемах абразивной среды во время обработки из-за особенностей формирования реологического инструмента. Предварительно твердосплавные элементы подвергались алмазному шлифованию до значений шероховатости поверхности по параметру $R_a = 0,75-0,8$ мкм. МАО выполняли при вращении пластин вокруг оси кольцевой ванны со скоростью 1-4 м/с и одновременном вращении вокруг собственной оси в направлении, противоположном вращению вокруг оси кольцевой ванны. Установка обеспечивает возможность реверсивного вращения. Обработку выполняли порошком Полимам-Т зернистостью 200/160 мкм с введением 1-2% алмазного микрораспыления. Величина магнитной индукции в рабочих зазорах изменялась от 0,2 до 0,32 Тл. Внешний вид поверхности пластин после алмазного шлифования и после МАО показан на рис.4.

Формирование шероховатости при МАО определяется особенностями формирования магнитно-абразивного инструмента и его поведением в рабочих зазорах в процессе обработки, что приводит к повышению подвижности, динамического давления отдельных частиц и их групп на

обрабатываемую поверхность. Это способствует более равномерному снижению высоты микронеровностей.

Показано, что наиболее эффективно процесс МАО МНТП реализуется при значениях магнитной индукции 0,32 - 0,42 Тл. Происходит снижение шероховатости по задней и передней поверхностям в 3 раза по сравнению с исходным значением. При скорости вращения обрабатываемого твердосплавного инструмента вокруг оси кольцевой ванны 2 м/с процесс активного формирования профиля при МАО происходит за первые 120-150 с. Далее наблюдается сглаживание неровностей, полученных на стадии алмазного шлифования. Влияние величины магнитной индукции на шероховатость рабочих поверхностей пластин показано на рис. 5.

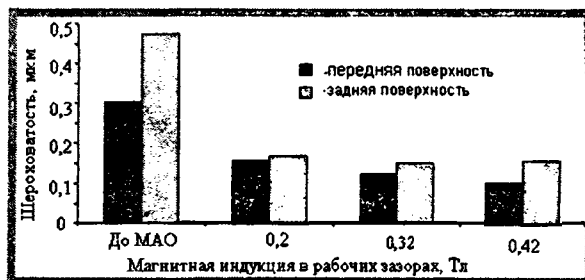


Рисунок 5- Влияние величины магнитной индукции в рабочих зонах магнитных зазоров на шероховатость рабочих поверхностей МНТП.

Лучшие результаты по достигаемой шероховатости получены при значениях магнитной индукции в рабочих зазорах около 0,2 Тл и скорости обработки 3 м/с. С увеличением времени обработки более 240-300 с шероховатость обработанной поверхности растет, происходит преимущественное удаление кобальтовой связки и на поверхности проявляются карбидные составляющие, отмечается их выкрашивание.

Таким образом, при взаимодействии абразивной среды с обрабатываемыми поверхностями МНТП происходит изменение микрорельефа поверхности, напряженного состояния и структуры поверхностного слоя. Такие изменения обусловлены комплексом эффектов, которые возникают при пластической и упруго-пластической деформации обрабатываемых поверхностей и действии на материал сил магнитного происхождения. Они определяются кинематикой процесса обработки, особенностями взаимодействия абразивных частиц с поверхностью деталей, физическими явлениями, связанными как с механическим разрушением тонкого поверхностного слоя, так и особенностями перемангничивания материала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с. 2. Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 328 с. 3. Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. – М.: Металлургия, 1990. – 176 с. 4. Кожуро Л.М., Ремизовский Э.И., Ярошевич Г.Б. Качество поверхностного слоя при магнитно-абразивном полировании // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1985. - №9. – с.146-150.

УДК 621.787.4-048.6

Басенок Г.С., Сидоренко В.А., Бачанцев А.И.

УЛЬТРАЗВУКОВАЯ УПРОЧНЯЮЩЕ-ЧИСТОВАЯ ОБРАБОТКА ВИНТОВЫХ ПРУЖИН

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Среди большого разнообразия упругих элементов машин (рессор, торсионов, гибких валов, упругих контактов и т.д.) значительное место принадлежит пружинам различных конструкций, основным эксплуатационным свойством которых являются их сопротивление усталости, т. е. способность пружин к продолжительной работе в условиях циклических напряжений. Решающее влияние в этих условиях оказывает состояние поверхностного слоя, который из-за несовершенства технологического воздействия и влияния окружающей среды в той или иной мере имеет микроразрушения, риски, неровности, играющие роль концентраторов напряжений.

Наиболее распространенным видом финишной обработки пружин является их дробеструйный наклеп, обеспечивающий поверхностное пластическое деформирование (упрочняющий эффект) [1]. Недостатком этой технологии является относительно большая шероховатость ($Ra=1,25\dots 6,3\text{мкм}$), ячеистый вид поверхности и неравномерность наклепа по сечению витка пружины из-за её сложной геометрической формы.

За последнее время все более широкое распространение получают комбинированные виды обработки поверхностным пластическим деформированием (ППД) с использованием магнитных, электрических, ультразвуковых, тепловых полей (плазменный, индукционный, лазерный нагрев).

Введение ультразвукового поля в рабочую зону технологической обрабатывающей системы является одним из эффективных направлений совершенствования технологии, поскольку наряду с повышением производительности финишной обработки обеспечивается улучшение качества обработанных изделий и ресурса их работы [2].

В предлагаемом способе упрочняющей финишной обработки ППД пружин с круглым поперечным сечением витка в качестве инструментов использованы накатные головки с принудительным вращением сепараторов с деформирующими шариками [3]. Для интенсификации процесса и повышения качества обработанных пружин ультразвуковые колебания (УЗК) сообщают обрабатываемой пружине во время процесса упрочнения ППД.

Для реализации метода ультразвуковой упрочняюще-чистовой финишной обработки деталей типа винтовых пружин разработано устройство (рис.1), содержащее две накатные шариковые головки 1, расположенные диаметрально противоположно относительно детали 2, что уравнивает радиальные усилия (на рис. 1 показана только одна накатная головка). При обработке достаточно жестких пружин (при диаметре витка, превышающем 5 мм) могут быть использованы несколько накатных головок, что повысит производительность процесса.

На волноводе 3, связанном с источником 4 ультразвуковых колебаний, закрепляют пружину 2, на которую последовательно устанавливают накатные головки с заданным натягом на обработку.

Каждая накатная головка 1 состоит из деформирующих шариков 5, установленных в сепараторе 6 и контактирующих с опорным кольцом 7. Вращение кольцу передается ремнем 8 через приводной шкив 9 от электродвигателя 10, закрепленного на коробке 11 устройства.

В процессе обработки пружине 2 от источника 4 через волновод 3 сообщают УЗК и вращательное движение вокруг ее продольной оси от специального привода. Накатные головки приводятся во вращение в противоположных направлениях с частотой, равной

$$n_1 = n \frac{\pi D}{S_0}, \quad (1)$$

где n – частота вращения пружины, c^{-1} ;
 D - диаметр пружины, мм;
 S_0 - подача на оборот головки, мм/об.

Каретки 11 с накатными головками перемещают вдоль оси пружины на расстояние, равное шагу пружины. При достаточной жесткости обрабатываемых пружин движение подачи кареток реализуется автоматически без специального привода перемещения коробок.

Сложные УЗК (продольные, крутильные, изгибные), возникающие в материале пружины при обработке способствуют увеличению его пластичности, снижению сил трения и усилий деформации. УЗК, сообщаемые пружине, передаются шарикам 5 и опорному кольцу 7, которые дополнительно генерируют низкочастотные колебания. Их модуляция УЗК способствует увеличению степени упрочнения материала поверхностного слоя пружины и глубины упрочненного слоя. Кроме того, использование ультразвукового поля в процессе обработки облегчает визуальное об-

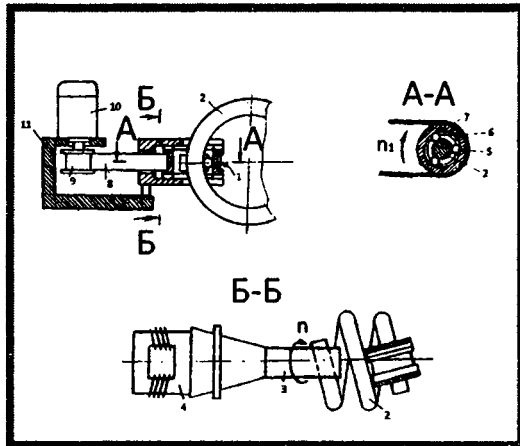


Рис. 1. Схема устройства для упрочняюще-чистовой обработки деталей типа винтовых пружин

наружение незаметных (в обычных условиях поверхностных дефектов), прежде всего микротрещин.

Важнейшей особенностью ультразвуковой упрочняюще-чистовой обработки является возможность широкого регулирования, как направления, так и величины скорости вращения накатных головок по отношению друг к другу. В результате на обработанной поверхности пружин образуется «сетка» следов регулярного микрорельефа, характерного для хонингования и вибронакатывания, что, как известно, способствует повышению эксплуатационных характеристик обработанных поверхностей (износостойкости, усталостной прочности, контактной жесткости и т.д.).

В соответствии с изобретением [3] и принципиальной схемой (рис. 1) изготовлен и испытан в производственных условиях Витебского завода «ВИСТАН» полуавтомат мод. ВЗ-185. Проведены сравнительные с дробеструйной обработкой экспериментальные исследования при обработке партии винтовых пружин с наружным диаметром 60 мм и диаметром поперечного сечения витка 6 мм с исходной шероховатостью $R_a = 2$ мкм из стали 65Г.

Ультразвуковую упрочняюще-чистовую обработку осуществляли при амплитуде УЗК-12 мкм, частоте – 23,3 кГц, усилии нагружения деформирующих шариков – 25 Н и подаче на оборот головки – 0,33 мм/об и частоте вращения 31,4 с⁻¹.

В результате обработки получена равномерная глубина упрочненного слоя – 0,28...0,34 мм с регулярным микрорельефом и шероховатостью поверхности $R_a = 0,15...0,30$ мкм. Усталостная прочность пружин по сравнению с дробеструйной обработкой повысилась в 1,6...1,8 раза.

Те же режимы обработки были выбраны при упрочнении серебряного покрытия, нанесенного гальваническим методом на медную катушку индуктивности, имеющую форму спиральной пружины с наружным диаметром 42 мм и диаметром сечения витка 6 мм. В результате обработки получен равномерный упрочненный слой серебряного покрытия с шероховатостью $R_a = 0,10...0,12$ мкм, что по данным заказчика повысило добротность катушки индуктивности на 15...20%.

ЛИТЕРАТУРА

1. Остроумов В.П., Карпунин В.А. Повышение динамической прочности пружин. – М.: Машиностроение, 1981.
2. Марков А.И. Ультразвуковая обработка материалов. – М.: Машиностроение, 1980.
3. Патент 4.453.392. США. Способ упрочнения сложнофасонных поверхностей пластическим деформированием /В.В.Клубович, Г.С.Басенок, Л.К.Коньшев, В.А.Сидоренко, А.К.Глеб, А.М.Зиндер, М.Н.Конников, Б.Е.Горелик.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ
ПРИ ОБКАТЫВАНИИ РОЛИКОМ**

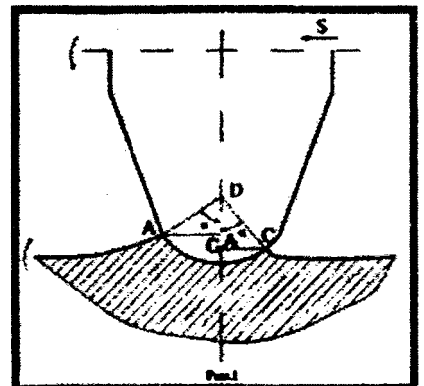
*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

1. Методика исследования процесса деформирования поверхностного слоя при обкатывании роликом.

В процессе обкатывания роликами микрогеометрические и физико-механические характеристики поверхностей формируются в результате деформации поверхностного слоя детали при силовом воздействии ролика на обрабатываемую поверхность /1, 2/. Деформация поверхности происходит не по всему объему детали, а локализуется в зоне, непосредственно примыкающей к рабочему профилю ролика, находящегося в контакте с поверхностью. Зона деформации имеет определенные геометрические характеристики, зависящие от режимов обработки.

Для определения геометрических характеристик зоны деформации широко применяется метод построения и анализа профилограмм, получаемых при помощи профилографо-профилометров различных конструкций. Строятся профилограммы участков поверхностей, на которых процесс обработки был остановлен при быстром отводе деформирующего элемента. Такой метод дает возможность точно определить некоторые геометрические параметры зоны пластической деформации. Но в то же время этот метод статичен, устанавливает только результаты обработки и не отражает сам процесс образования рельефа поверхности, то есть не вскрывает динамику процесса, движение зоны пластической деформации и ее положение относительно обрабатываемого инструмента. Необходимо учитывать и то, что метод профилограмм неприменим при значительной шероховатости поверхностей, возникновение которой возможно при значительных усилиях обкатывания. Поэтому нами для изучения закономерностей изменения зоны пластической деформации были использованы методы фотографирования в проходящем свете, позволяющие зафиксировать зону контакта в процессе обработки и по полученным фотографиям определить ее параметры.

Величина и форма неровностей поверхности обычно рассматривается в осевом сечении детали, а так как они образуются в зоне контакта ролика с деталью, то нами также рассматривалось ее осевое сечение. В качестве геометрических характеристик зоны деформации использовались углы охвата ролика металлом детали (рис.1). Поскольку в процессе обкатывания деформация поверхностного слоя детали происходит как перед роликом, так и за ним, и при этом возникает волна металла в направлении подачи и в противоположном ей направлении, то выделялись и два различных угла охвата ролика волной металла. Угол φ_1 отсчитывается от радиуса профиля ролика, проведенного через верхнюю точку волны металла, возникающей перед роликом в направлении подачи, до оси симметрии профиля ролика. Угол φ_2 отсчитывается от радиуса профиля ролика, проведенного через верхнюю точку волны металла, возникающей за роликом в направлении противоположном подаче, также до оси симметрии профиля ролика.



Таким образом, при рассмотрении продольного сечения зоны контакта ролика и детали величина пластической деформации поверхностного слоя детали в процессе обкатки может быть охарактеризована суммарным углом охвата ролика металлом детали:

$$\varphi = \varphi_1 + \varphi_2$$

Тогда высота волны металла, возникающей перед роликом в направлении подачи, определяется углом φ_1 , а высота волны металла, возникающей за роликом в направлении обратном подаче - углом φ_2 .

Для определения величины этих углов в процессе обкатки осуществлялась фотосъемка зоны пластической деформации в проходящем свете. Для этого применялось специальное приспособление типа кронштейна, позволяющее установить фотоаппарат с фотоприставкой на резцедержателе токарно-винторезного станка I6K20 одновременно с обкатным приспособлением. При включении подачи фотоаппарат двигался вместе с резцедержателем и обкатным приспособлением таким образом, что зона контакта ролика с деталью все время оставалась в кадре. Съемка производилась с выдержкой 1/500 секунды, использовалась фотопленка чувствительностью 20 DIN. Фотографирование велось в проходящем свете, что позволило четко выявить зону пластического течения металла. Для определения степени увеличения фотографировалась масштабная линейка. По полученным фотографиям замерялись хорды AA_1 и CC_1 (рис.1).

Тогда, зная увеличение m и радиус профиля ролика R_{rp} , углы охвата ролика металлом детали определялись из следующих соотношений:

$$\sin \varphi_1 = \frac{AA_1}{R_{rp} m}$$

$$\sin \varphi_2 = \frac{CC_1}{R_{rp} m}$$

По найденным значениям углов в радианах строились графики их зависимостей от основных режимов обкатывания.

2. Влияние режимов обкатывания на геометрические параметры зоны пластической деформации

Для исследования изменения углов охвата ролика металлом детали в зависимости от основных режимов обкатывания, а именно, продольной подачи и поперечного усилия обкатывания, воспользуемся методом планирования эксперимента по методике, изложенной в работе [3]. Поскольку почти все зависимости, характеризующие процессы при пластической деформации, имеют нелинейный вид, то для проведения эксперимента используем симметричный ортогональный план второго порядка для двух факторов с одним опытом в центре, В качестве математической модели принимаем полином второго порядка вида:

$$Y_x = B_0 + B_1 X_1 + B_2 X_2 + B_{12} X_1 X_2 + B_{11} X_1^2 + B_{22} X_2^2$$

Значения варьируемых параметров приведены в табл.1.

По методике, изложенной в предыдущем разделе, определялись значения угла волны металла перед роликом φ_1 , угла волны металла за роликом φ_2 и величина суммарного угла охвата ролика материалом детали φ . Замеры углов производились по фотографиям при трехкратном повторении опытов. Обкатывались цилиндрические заготовки из стали 20 в состоянии поставки (НВ 136) роликом с радиусом рабочего профиля $R_{rp} = 2$ мм, интервал используемых режимов приведен в табл.1

Таблица 1. Уровни факторов и интервалы варьирования при обкатывании

Уровни факторов и интервалы варьирования	Натуральные величины		Кодовые значения	
	Усилие P, Н	Подача S, мм/об	X ₁	X ₂
Основной уровень	2300	0,35	0	0
Интервал варьирования	1100	0,35	1	1
Верхний уровень	3400	0,7	+1	+1
Нижний уровень	1200	0,05	-1	-1

Дисперсии параллельных опытов составили:

для Y_1 : $S_{u1}^2 = 4,427 \cdot 10^{-4}$,

для Y_2 : $S_{u2}^2 = 0,904 \cdot 10^{-4}$,

где Y_1 и Y_2 - средние значения угла охвата ролика материалом детали в направлении подачи ϕ_1 и средние значения угла охвата ролика материалом детали в направлении обратной подачи ϕ_1 соответственно.

Проверка однородности полученных дисперсий параллельных опытов проводилась по критерию Кохрена, который имеет следующие значения:

для Y_1 : $G_p=0,383$,

для Y_2 : $G_p=0,201$.

Полученные значения критерия Кохрена сравниваем с табличными при числе степеней свободы 2 и числе опытов 9 при выбранном уровне значимости $\alpha = 0,05$ равными $G_{\text{табл}} = 0,478$, и так как они меньше, то гипотезу об однородности полученных дисперсий принимаем.

С учетом полученных дисперсий и значимости коэффициентов искомые уравнения регрессии имеют вид:

$$Y_{1i} = 0,1884 + 0,0947X_1 - 0,1123X_2 + 0,08425X_2^2 - 0,0703 X_1 X_2, \quad (3.5)$$

$$Y_2 = - 0,1531 + 0,0295X_1 + 0,0252X_2 \quad (3.6)$$

Гипотезу об адекватности полученных уравнений проверялась с помощью критерия Фишера.

Из полученных уравнений видно, что подача оказывает на величину волн металла существенное влияние, а на волну металла перед роликом даже большее, чем усилие обкатывания при изменении режимов в исследованном диапазоне. С увеличением подачи высота волны металла перед роликом уменьшается, а за роликом увеличивается. Полученные выводы подтверждаются и исследованиями, приведенными в работах В.М.Браславского, А.Г.Суслова, П.Л.Чепы,

Уравнение регрессии для суммарного угла охвата ролика металлом детали будет иметь вид:

$$Y = Y_1 + Y_2$$

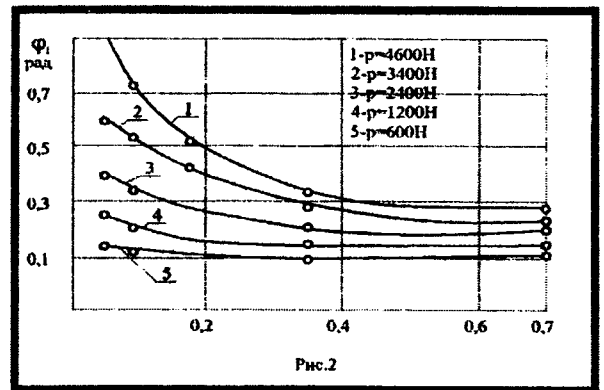
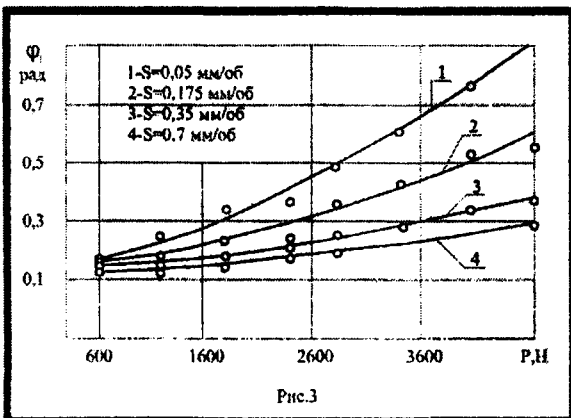
$$Y = 0,3415 + 0,1242X_1 - 0,0071X_2 + 0,0043X_2^2 - 0,0703X_1 X_2$$

Для проверки результатов, полученных при планировании эксперимента, и исследования величины волн металла при режимах за пределами рассмотренной области их изменения были проведены дополнительные исследования.

Результаты исследования изменения угла ϕ_1 от подачи и усилия обкатывания приведены на рис. 2 и 3 соответственно, из которых видно, что с увеличением подачи происходит стабилизация волны металла перед роликом. При обкатывании с усилием 600...1200 Н такая стабилизация наступает при подачах около 0,175...0,35 мм/об. Значительная по высоте волна пластической деформации образуется перед роликом во время обкатывания с усилиями 2500...3000 Н и выше. С

ростом усилия обкатки волна металла перед роликом увеличивается, и при малых подачах около 0,05 мм/об и усилиях обкатывания более 3000 Н достигает весьма значительных размеров, что может привести к полному разрушению обрабатываемой поверхности.

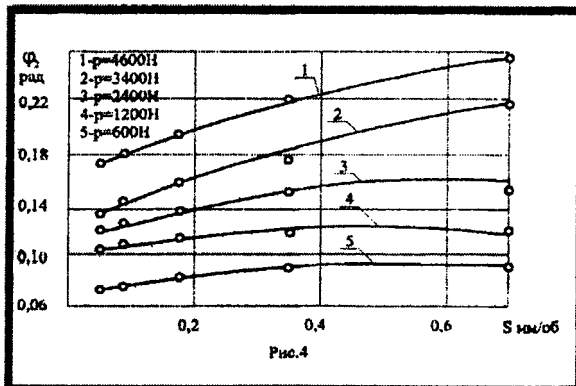
Полученное при обработке экспериментальных данных в результате планирования экспериментов уравнение регрессии является линейным из-за статистической незначимости коэффициентов при квадратичных членах используемой математической модели. Но из графика зависимости угла ϕ_2 от подачи S (рис.4) и усилия обкатывания (рис.5)



видно, что такая аппроксимация будет приблизительно соответствовать действительной картине изменения угла волны металла за роликом ϕ_2 при малых усилиях обкатывания 600...1200 Н.

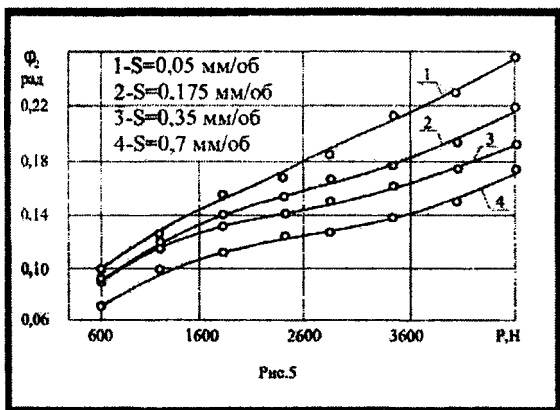
При больших усилиях обкатывания зависимость угла ϕ_2 от подачи будет нелинейной. Подобная нелинейность имеет место и при обкатывании с малыми усилиями (600...1200 Н), но она

наблюдается только при малых подачах до 0,175 мм/об, дальнейшее увеличение подачи ведет к стабилизации угла φ_2 и график зависимости приобретает характер прямой, параллельной оси абсцисс. Аналогичный характер будет иметь и кривая изменения угла волны металла за роликом φ_2 от подачи при обкатывании со значительными поперечными условиями, только в этом случае стабилизация угла φ_2 наступает при больших значениях подачи, выходящих за пределы рассматриваемого диапазона режимов. То что стабилизация наступит, следует из физической сущности процессов, происходящих в зоне пластической деформации, поскольку рассматриваемые углы охвата металлом детали не могут до бесконечности уменьшаться или увеличиваться, и величина зоны контакта безусловно имеет свои ограничения. Стабилизация зоны контакта будет наступать, по-видимому, в тот момент, когда сравняются величины углов охвата ролика металлом детали перед роликом и за ним.



Анализируя весь исследуемый интервал подач можно отметить, что при малых подачах течение материала происходит в основном из-под ролика в направлении подачи, то есть перед роликом, при этом доля угла волны металла перед роликом в общем, суммарном угле охвата ролика металлом детали с ростом подачи уменьшается, а доля угла волны металла за роликом увеличивается. При обкатывании с усилием 3400 Н и выше и при малых подачах 0,05...0,09 мм/об перед роликом образуется значительная волна пластического течения металла. Деформация поверхностного слоя детали при таких режимах носит совершенно иной характер, чем при вдавливании ролика в неподвижную деталь с тем же усилием, причем картина деформации меняется с увеличением подачи, происходит перераспределение металла в зоне пластической деформации.

Таким образом, исследованиями геометрических параметров зоны пластической деформации установлено, что величина самой зоны, распределение в ней металла, изменение величины углов охвата ролика металлом определяются соотношением режимов обработки. При малых подачах происходит образование весьма значительной по высоте волны металла, и если процесс обкатывания прервать, то наличие такой волны дает возможность получить значительную шероховатость поверхности. Процесс шелушения начинается при определенных режимах, которые характеризуются определенной величиной зоны контакта ролика с деталью, то есть существует связь между началом процесса разрушения и характеристиками процесса деформации поверхностного слоя детали.



Были также проведены дополнительные исследования зоны деформации при обкатывании роликом с радиусом профиля 8 мм. Полученные зависимости углов охвата ролика металлом от режимов обработки, отличаясь по абсолютной величине, имеют такой же характер, что и при обкатывании роликом с радиусом профиля 2 мм. Поэтому можно

сделать вывод о том, что описанные общие закономерности изменения зоны контакта ролика с деталью свойственны самому процессу обкатки роликами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев П.Г., Щеглова А.В. Исследование напряженного состояния в контакте инструмент-деталь при обработке методами поверхностного пластического деформирования. Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конференции «Использование методов ППД в машиностроении»; - Владимир: 1981, с.118. 2. Чепя П.А. Технологические основы упрочнения деталей поверхностным деформированием. - Мн.: Наука и техника, 1981. - 128 с. 3. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. - М.: Машиностроение, 1980. - 304 с.

ВИБРАЦИОННОЕ ТОЧЕНИЕ – ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ОБРАБОТКИ ВЫСОКОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

*Белорусский национальный технический университет,
Минск, Беларусь*

Применение в промышленности высокопрочных сталей и сплавов, а также интенсификация процессов резания выдвигают вопросы обработки металлов резанием, связанные с вибрациями. При этом принято выделять два направления, по которым ведут исследования в этой области. Первое направление связано с применением средств, обеспечивающих высокую жесткость технологической системы СПИЗ, устойчивость движения резания и гашения вредных вибраций, появляющихся при механической обработке в результате действия непредусмотренных явлений и ведущих к снижению качества поверхности, точности обработки и стойкости инструмента, что особенно важно при обработке деталей из высокопластичных материалов, процесс резания которых характеризуется повышенной склонностью к возникновению вибраций.

Второе направление связано с освоением и внедрением на практике методов и устройств вибрационного резания, которые основаны на использовании таких положительных свойств, как:

- дозированное и стабильное стружкодробление, благоприятствующее автоматизации процессов обработки и повышению производительности;
- изменение температурного режима работы режущего инструмента, снижение сил резания, улучшение условий проникновения СОЖ на режущее лезвие, что приводит к повышению периода стойкости инструмента, улучшению качества обработанной поверхности, снижению энергоемкости процесса резания.

Существующие способы вибрационного резания металлов классифицированы по двум основным признакам: по виду вибраций режущего инструмента или обрабатываемой детали, который устанавливает частоту колебаний и их направление, и по типу вибропривода, который определяет конструктивные особенности устройства для формирования вибраций [1,2].

В частотном диапазоне, используемом при вибрационной обработке, можно выделить три основные зоны. Зона низкочастотных колебаний с частотой до 300 Гц и амплитудой 30-150 мкм применяется для дробления стружки, облегчения ее отвода из зоны резания, улучшения условий проникновения смазочно-охлаждающей жидкости на режущее лезвие с повышением эффективности охлаждения инструмента. Колебания такой интенсивности облегчают процесс пластической деформации, не вызывая при этом выкрашивания режущих кромок и снижения стойкости инструмента. Зона высокочастотных колебаний с частотами 500-3000 Гц охватывает область автоколебаний. В этом диапазоне оптимальными являются колебания с амплитудами 8-20 мкм, при поддержании которых значительно повышается стойкость инструмента и качество обработанной поверхности. Улучшение обрабатываемости в этом диапазоне достигается за счет облегчения пластической деформации, снижения сил резания и трения, уменьшения адгезионных явлений на площадках контакта инструмента с заготовкой и сходящей стружкой. Ультразвуковые колебания с частотами 15000-35000 Гц и амплитудой 1-6 мкм оказывают существенное влияние не только на обрабатываемость материалов, но и на высоту микронеровностей, микротвердость поверхностного слоя, остаточные напряжения [3].

Как известно [1,2], вибрации при токарной обработке в зависимости от направления периодического движения инструмента подразделяются на осевые, тангенциальные и радиальные. Вибрации в осевом направлении обеспечивают эффективное и надежное стружкодробление, удовлетворительную шероховатость, повышение стойкости инструмента. Радиальные вибрации, используемые на операциях с осевой подачей, ухудшают шероховатость поверхности, способствуют повышенному износу режущих кромок и значительно влияют на точность обработки, однако они являются эффективным средством дробления стружки на операциях с поперечной подачей. Вибрации в тангенциальном направлении существенно улучшают обрабатываемость, повышают точность обработки и качество получаемых поверхностей, особенно при обработке деталей из вязких

и других труднообрабатываемых материалов, обработка которых традиционными методами затруднена.

Вибрационное резание обеспечивается с помощью возбудителей колебаний различных типов: электрические, гидравлические, механические, пневматические, комбинированные, а также приводов, в которых возбуждение колебаний заготовки или инструмента осуществляется рабочим телом (жидкостью или газом). Среди них наибольшее распространение получили механические вибраторы из-за простоты конструкции и эксплуатации, надёжности, невысокой стоимости.

Кроме того, важным классификационным признаком для вибрационного резания является вид связей кинематической или силовой цепи, соединяющей источник колебаний и инструмент. В вибраторах с геометрическими связями колебательное движение инструмента совершается по определенному закону, независимо от действующей нагрузки, что является одной из причин снижения стойкости инструмента. В вибраторах с динамическими связями жесткая связь между источником колебаний и инструментом или деталью отсутствует, что позволяет повысить стойкость инструмента, т.к. условия резания при этом устанавливаются в зависимости от сопротивления резания. Вместе с тем вибраторы с динамическими связями по простоте конструкций или габаритным размерам не уступают вибраторам с геометрическими связями, поэтому при выборе вибропривода им следует отдавать предпочтение.

Наличие собственного источника энергии позволяет регулировать режимы вибраций в широком диапазоне, задавать интенсивность колебаний вне зависимости от свойств обрабатываемого материала и режимов обработки, однако при этом усложняется конструкция устройства для вибрационного резания и возникает необходимость изменений в конструкции станка. Более целесообразным является использование автоколебаний, обусловленных непосредственно процессом резания, путем рационального изменения упругой системы СПИЗ, за счет специальных устройств, обеспечивающих автоколебательный процесс необходимой интенсивности и направления.

Таким образом, в зависимости от поставленной цели для достижения требуемых технологических показателей работы инструментов вибрационного точения необходимо обеспечить: правильный выбор направления ввода колебаний в зону резания; оптимальную частоту возбуждаемых вибраций при данном виде обработки; соответствие амплитуды колебаний выбранной подаче; устойчивость вибрационного процесса и минимальное количество мест регулирования в колебательной системе при изменении условий резания.

Одним из наиболее эффективных и перспективных способов дробления сливной стружки при обработке высокопластичных материалов является вибрационное точение, при котором на обычно принятую для данной операции кинематическую схему накладывается дополнительное направленное вибрационное движение инструмента относительно заготовки в осевом направлении, источником которого может быть как специальный вибропривод, так и автоколебания, возникающие непосредственно в процессе резания. При соблюдении вышеперечисленных условий использование вибрационного точения гарантирует стабильное дозированное стружкодробление, повышение производительности и улучшение условий труда, создаёт благоприятные возможности для автоматизации производства, а также возможность управления параметрами точности и качества обработанной поверхности.

Необходимость проведения дальнейших исследований в области вибрационного точения обусловлена тем, что природа возникновения и развития вибраций при резании весьма сложна, а имеющиеся результаты теоретических и экспериментальных исследований, посвященные отдельным схемам устройств, не дают ответа на вопрос о целесообразности широкого применения способов вибрационного точения в металлообработке. Особенно это актуально для токарной обработки деталей из высокопластичных материалов, когда при черновой обработке снимается большой слой металла, и образование сливной стружки приводит к значительному увеличению трудоемкости за счет необходимости периодической остановки станка для ее удаления из зоны резания, а также к резкому снижению периода стойкости инструмента. Кроме того, возникновение неуправляемой сливной стружки при получистовой и чистовой обработке таких деталей ведет к ухудшению шероховатости обработанной поверхности и затрудняет работу автоматизированного оборудования. При этом возможность обеспечить устойчивое и дозированное стружкодробление в широком диапазоне режимов резания обычными методами часто ограничена технологическими возможностями оборудования и номенклатурой режущего инструмента, находящегося в распоряжении предприятия. Применение же большинства известных устройств вибрационного резания ограничено из-за громоздкости конструкций, сложности настройки для достижения требуемого эффекта, ограниченного диапазона режимов резания; отсутствия динамической связи между источ-

ником колебаний и режущим инструментом, низкой стойкости инструмента, большой требуемой мощности привода; недостаточной изученности вопросов обеспечения заданной точности и качества обработанной поверхности.

Для решения этих задач кафедра «Технология машиностроения» Белорусского национального технического университета проводит исследования по проектированию и разработке конструкций инструментов, воспроизводящих автоколебательное движение режущей кромки, источником энергии которого является непосредственно процесс резания. На основании выполненных исследований, выявлен механизм управления процессом стружкодробления, основанный на принципе возбуждения и поддержания в технологической системе СПИЗ автоколебаний необходимой интенсивности и разработаны запатентованные устройства [4,5], которые создают для инструмента в направлении движения подачи наименьшую регулируемую жесткость. В результате чего созданы конструкции токарно-расточных режущих инструментов автоколебательного вибрационного резания, обладающих повышенной стойкостью, простых по конструкции и надежных в эксплуатации (рис.1).

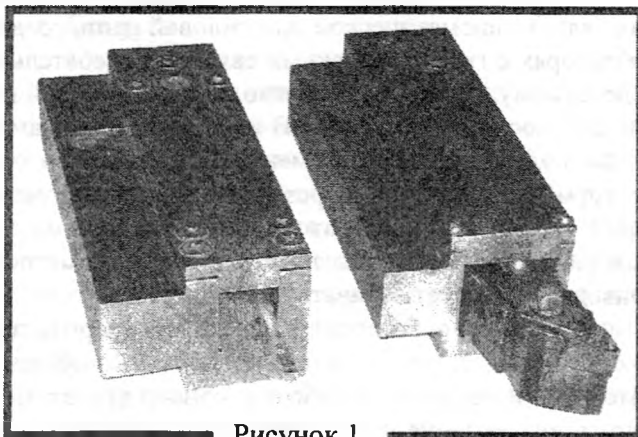


Рисунок 1.

Испытания разработанных инструментов в производственных условиях проводились на ряде машиностроительных предприятий Республики Беларусь при обработке деталей из сталей марок 30, 40Х, 40ХН, Х18Н9Т на токарных станках с ЧПУ и полуавтоматах. В качестве режущей части использовались сменные неперетачиваемые пластины из твердого сплава Т15К6 с геометрическими параметрами: $\varphi=95^\circ$, $\varphi_1=5^\circ$, $\alpha=8^\circ$, $\gamma=12^\circ$, $\lambda=8^\circ$, $r=0,8$ мм. Обработка осуществлялась с подводом в зону резания смазочно-охлаждающей жидкости. Выявление возможностей дробления стружки при резании с вибрациями и без них проводились в широких диапазонах режимов резания (глубина резания $t=1,5-4,0$ мм, подача $S=0,15-0,6$ мм/об, скорость резания $V=80-140$ м/мин). Вначале исследовали возможность дробления стружки, параметры точности и шероховатости, а также стойкость инструмента при обработке деталей обычными инструментами на принятых для данной технологической операции режимах резания. В тех случаях, когда при обработке возникала сливная стружка, и добиться ее дробления наиболее распространенными методами не удавалось, для сравнения в резцедержатель станка устанавливались разработанные конструкции инструментов, воспроизводящих автоколебательное движение режущей кромки. При этом для установки инструментов в резцедержателях не требовалось конструктивных изменений в конструкции станка, применения дополнительных источников энергии и специальных устройств обеспечения вибрационного движения инструмента. По результатам экспериментов для различных технологических условий обработки и диапазонов режимов резания выявлены собственные частоты и оптимальные амплитуды колебаний, обеспечивающие стабильное и дозированное стружкодробление, получены зависимости амплитуды и частоты вибраций от режимов обработки; точности и шероховатости обработанной поверхности, а также стойкости инструмента от интенсивности колебаний при вибрационном резании [6,7].

В результате экспериментов установлено, что точность обработки при точении с направленными осевыми автоколебаниями не снижается по сравнению с обычным резанием, и определенных зависимостей овальности и конусности от интенсивности колебаний выявить не удалось, несмотря на большое количество замеров.

Влияние интенсивности колебаний на шероховатость поверхности определяли при обработке заготовок из стали 40ХН и Х18Н9Т с постоянной глубиной резания $t=2$ мм и подачей $S=0,25$ мм/об. Результаты исследований показали, что с повышением амплитуды колебаний отмечается заметное ухудшение параметров шероховатости, но при возбуждении колебаний в направлении движения подачи с амплитудами $A \leq 30$ мкм шероховатость поверхности несколько улучшается по сравнению с обычным резанием.

Зависимость периода стойкости инструмента от амплитуды колебаний при вибрационном точении производили с возбуждением направленных колебаний в двух частотных диапазонах: низкочастотном $f=10-300$ Гц и высокочастотном $f=1800-2100$ Гц. Обработывались заготовки из

стали X18H9T на режимах резания $t=1,5$ мм; $S=0,25-0,35$ мм/об; $V=80-100$ м/мин. Экспериментально установлено, что наибольшее влияние на период стойкости инструмента оказывает амплитуда автоколебаний, а экстремальный характер такой зависимости позволил выявить оптимальные значения амплитуд автоколебаний, при которых стойкость инструмента максимальна: $A_{opt}=8-15$ мкм в диапазоне частот 1800-2100 Гц, $A_{opt}=40-60$ мкм в диапазоне частот 10-300 Гц. Увеличение и уменьшение амплитуды колебаний приводят к снижению периода стойкости инструмента на 15-20% [7].

Для определения оптимальных конструктивных и технологических параметров инструментов вибрационного точения и расширения их области применения в различных отраслях машиностроения нами разрабатывается динамическая модель оценки величины параметров упругих элементов, обеспечивающих возникновение и поддержание в зоне резания вибрационного движения режущей кромки инструмента. Компьютерное моделирование механизмов формообразования стружки при вибрационном точении позволит определять необходимое направление ввода колебаний в зону резания и устанавливать их форму для различных способов обработки, выявлять как собственные, так и резонансные частоты колебательных систем, без их изготовления, что даст возможность не только управлять процессом стружкодробления, но и параметрами точности, качества поверхности и стойкостью инструмента при обработке различных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями. - М.: Машиностроение, 1970. - 352 с.
2. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер. с яп. С. Л. Масленникова / Под ред. Портнова И. И., Белова В. В. - М.: Машиностроение, 1985. - 424 с.
3. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. - Л.: Машиностроение, 1986. - 184 с.
4. Пат. 1294 Респ. Беларусь, МПК⁵ B23B29/04. Резцовая державка / Присевков А.Ф. [и др.]. – Оpubл. 16.09.96.
5. Пат. 3046 Респ. Беларусь, МПК⁶ B23B29/034. Резцовая державка / Куптель В.Г. [и др.]. – Оpubл. 30.09.99.
6. Куптель В.Г. О влиянии параметров вибрационного точения на показатели качества обработанной поверхности // Горная механика. -2005. -№4. -с. 62-65.
7. Куптель В.Г. Исследование стойкости инструмента при вибрационном резании // Вестник ПГУ. № 6. Серия В. Прикладные науки. – Новополюцк: ПГУ. -2006. – с. 38-41.

УДК 621.9.91 (035)

Шелег В.К., Присевков А.Ф., Клавсуть П.Н.

ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ФРЕЗЕРНАЯ ОБРАБОТКА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОСНАСТКИ

*Белорусский Национальный Технический Университет
Минск, Беларусь*

Прогресс в изготовлении формообразующей технологической оснастки (пресс-формы, литейные формы, штампы) в значительной мере связан с ростом производительности механической обработки, обеспечивающей при повышении точности и чистоты также существенное снижение трудозатрат на финишную слесарную обработку (включая пригонку и сборку). Основным конструкционным материалом изделий технологической оснастки является высоколегированная сталь, а преобладающий объем механической обработки представляет собой фрезерование на станках (обрабатывающих центрах) с ЧПУ.

При фрезерной обработке сложных поверхностей в модельных и инструментальных производствах преимущественно используются фрезы из быстрорежущей стали. Характерные для них скорости резания (~10-40 м/мин) для основных типоразмеров фрез обеспечиваются станками, имеющими скорость вращения шпинделя (обороты шпинделя) менее 2000-2500 мин⁻¹ и рабочие подачи до 500 мм/мин [1].

Фактором, обусловившим возможность повышения производительности фрезерования, стало существенное увеличение скорости резания сталей (на порядок и более) у современного фрезерного инструмента.

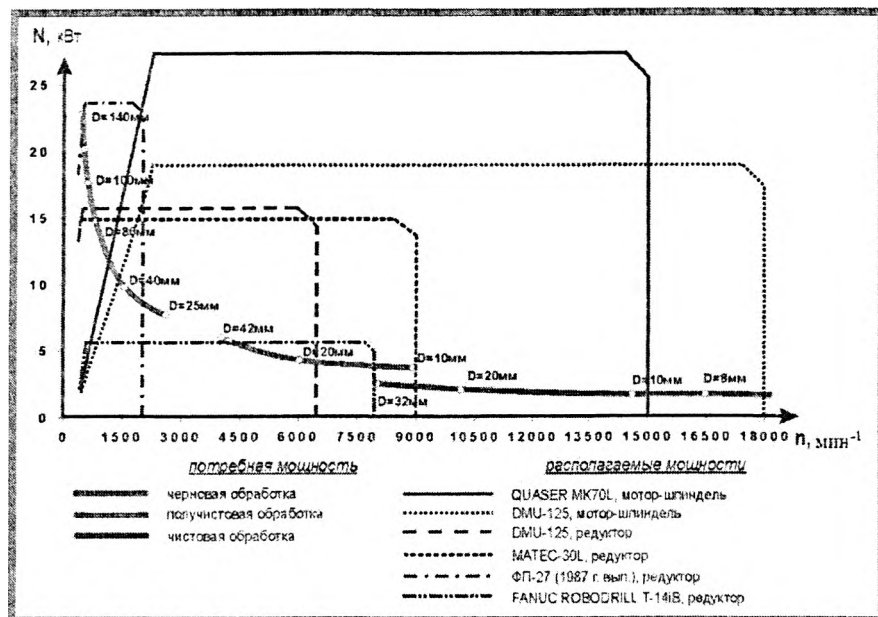


Рисунок 1 - Потребная мощность фрезерования при максимальной производительности и располагаемые мощности станков

Высокие характеристики нового поколения станков (обрабатывающих центров) с ЧПУ (обороты шпинделя, подачи рабочих и свободных перемещений, точность позиционирования) позволяют использовать наряду с высокоскоростным резанием другие качества современного инструмента — обеспечение предельно малого съема материала и соответственно обработку фасонных поверхностей с шероховатостью, исключая финишную слесарную обработку.

При изготовлении технологической оснастки, отличающейся малой серийностью, заготовки имеют простую форму, определяющую повышенный объем материала, подлежащего фрезерованию. В связи с этим при выборе состава станочного оборудования должны учитываться две принципиально разные операции: черновая обработка с основным съемом материала и чистовая обработка, обеспечивающая заданную точность и качество поверхности, что, в свою очередь, определяет затраты на последующую финишную обработку. На рис. 1 представлен график оценки технических возможностей станков, показывающий зависимость потребляемой мощности привода шпинделя, а также зависимость располагаемой мощности станков, от оборотов при черновом, получистовом и чистовом фрезеровании [2]. В их числе: станок ФП-27 производства ООО «САВ-МА» 1987 года, с подачами и оборотами, характерными для станков середины 80-х годов, и современные высокоскоростные станки DMU-125P и QUASAR производства 2000-2003 годов с повышенными оборотами, подачами и точностями, оснащенные мотором-шпинделем с характерным снижением мощности на малых оборотах. Для станков с редуктором мощность близкая к максимальной сохраняется до $\sim 300 \text{ мин}^{-1}$ (ограниченные провалы $\sim 10 - 15\%$ в кривой располагаемой мощности не изображены). На кривых потребляемых мощностей расставлены точки, соответствующие фрезам SANDVIK серий R200 (черновая обработка), R300 (получистовая), со сферической режущей частью для чистовой обработки.

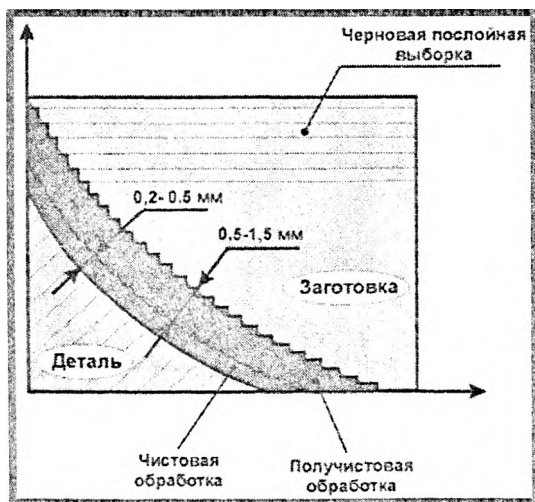


Рисунок 2-. Диапазоны припусков по виду обработки

Сопоставление потребных и располагаемых мощностей показывает, что для станков, оснащенных мотором-шпинделем, вследствие снижения мощности при уменьшении оборотов ограничиваются величины диаметров фрез и/или глубина и ширина фрезерования. Для станков с редуктором сохранение располагаемой мощности вплоть до малых оборотов позволяет выполнять производительную черновую обработку фрезами достаточно большого диаметра. Низкие обо-

роты при фрезеровании с фрезой большого диаметра требуют высокой подачи, что приводит к значительному износу фрезы и снижению ее производительности. Для станков с редуктором подача при фрезеровании с фрезой большого диаметра ограничивается величиной подачи, обеспечивающей сохранение располагаемой мощности. Для станков с мотором-шпинделем подача при фрезеровании с фрезой большого диаметра ограничивается величиной подачи, обеспечивающей сохранение располагаемой мощности. Для станков с редуктором подача при фрезеровании с фрезой большого диаметра ограничивается величиной подачи, обеспечивающей сохранение располагаемой мощности.

роты шпинделя станка ФП-27 (до 2000 мин^{-1}) существенно ограничивают эффективное использование фрез малых диаметров даже при черновой обработке. Станки, имеющие объединенный мотор-шпиндель, уступают станкам с редуктором в черновой обработке. При чистовой обработке преимущество имеют 5-координатные станки, позволяющие вести обработку периферией режущей части фрезы при обеспечении высокой чистоты обработанной поверхности. Таким образом, становится очевидной целесообразность эксплуатации ряда взаимодополняющих станков с различными характеристиками и габаритами рабочих зон.

При использовании современного высокоэффективного инструмента необходимо учитывать имеющиеся для него ограничения по глубине резания, которая не превышает 2 - 5 мм. Поэтому при распределении припусков по видам обработки, показанных на рис. 2, черновая выборка осуществляется по слоям, которые должны определяться в управляющих программах, формируемых в технологических системах программирования (САМ-система) [3]. Они становятся необходимым третьим элементом комплекса «станок—инструмент—средство программирования обработки», также определяющим его эффективность и окончательную стоимость. Для комплекса станков возможно использование нескольких различных САМ-систем, рациональное сочетание которых может обеспечить максимальную величину критерия «эффективность/стоимость», зависящего как от стоимости, так и от удобства и эффективности применения программных средств.

Если продолжительность черновой обработки определяется объемом фрезеруемого материала, то для чистовой обработки продолжительность и соответственно затраты по стоимости станочного времени определяются длиной траектории обработки и минутной подачей. В свою очередь, длина траектории зависит от требуемого качества обработки и определяется высотой неровностей между строками траектории фрезы, а также диаметром фрезы, размерами и формой обрабатываемой поверхности.

Чистота фрезерования современным инструментом после закалки позволяет получить на обработанной поверхности величину микронеровностей $Ra = 0,4 \text{ мкм}$.

На рис. 3 построена зависимость временных затрат на финишную обработку полуформы и выделена область, определяющая, оптимальное сочетание станочной и слесарной обработки.

Выбор вида обработки определяется факторами, среди которых общее время обработки (на станке возможна круглосуточная работа), наличие или дефицит рабочих высокой квалификации и т.д.

Рабочие подачи при чистовой обработке составляют 3 - 4 м/мин и более. Для криволинейных поверхностей траектория движения фрезы в известных системах программирования для станков с ЧПУ формируется в виде кусочно-ломаной линии, аппроксимирующей с заданной точностью обрабатываемую поверхность. При обработке в точках излома траектории движение станка нарушается (рис. 4). В частности, при выходе в точку излома (пунктирная кривая) возникает удар, интенсивность которого определяется соотношением жесткости станка и величиной подачи. С целью его исключения в системе возможно введение торможения (снижения подачи) в окрестности точки излома или специальных скруглений траектории. Длина участков торможения-разгона и кривизна скруглений для данных подач определяются располагаемыми тангенциальным и нормальным ускорениями станка.

В современные системы управления станков с ЧПУ закладывается возможность движения по траекториям, описываемым сплайнами, в связи с чем основным требованием к эффективной системе программирования высокоскоростной обработки становится формирование гладких траекторий обработки деталей — как 2D, так и 3D. Еще одним фактором, влияющим на эффективность обработки, является рациональная стратегия фрезерования, определяющая построение траектории движения инструмента. На ее выбор могут повлиять соотношение габаритных размеров обрабатываемой поверхности, ее кривизна, специальные требования к однонаправленному движению фрезы

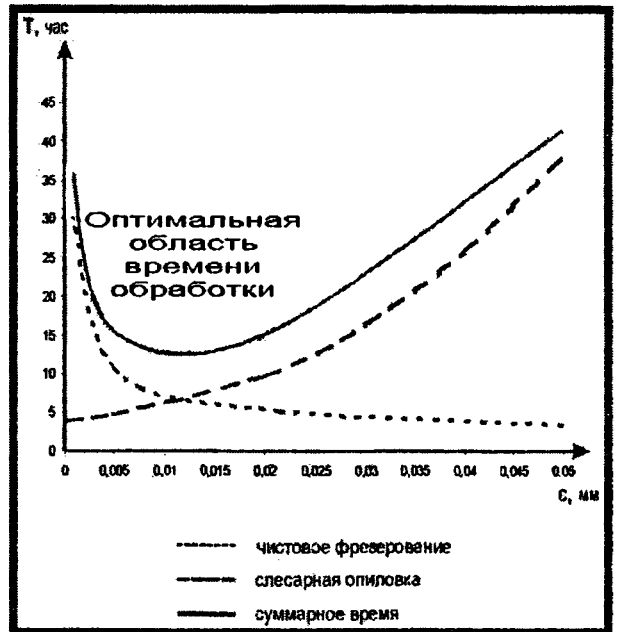


Рисунок 3- Зависимость времени обработки от шероховатости поверхности

(попутное или встречное фрезерование) и т.д. В результате формируются требования, предъявляемые к используемой технологической системе программирования обработки, которая должна обладать необходимым набором стратегий движения инструмента.

При построении траекторий, ориентированных на скоростное фрезерование, существенно возрастает нагрузка на систему программирования, поэтому необходимо наряду со станочным оборудованием и инструментом рассматривать и вопрос выбора программного средства или рационального сочетания ряда программных средств.

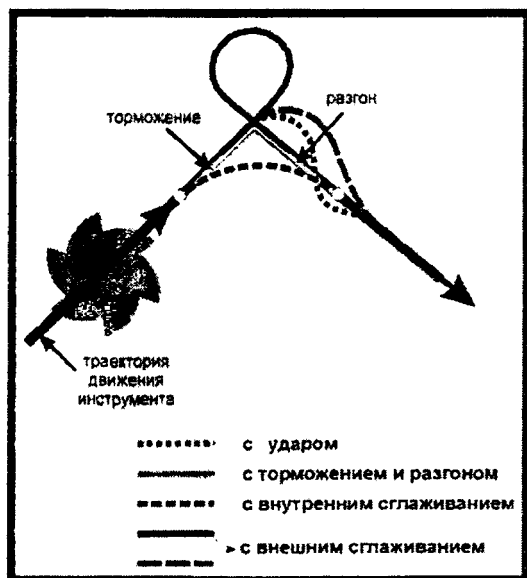


Рисунок 4 - Варианты обхода угловой точки траектории

Известны и другие факторы, определяющие эффективность высокоскоростного фрезерования и непосредственно влияющие на стойкость применяемых фрез [4]. Переход к повышенным скоростям резания обуславливает значительное повышение температуры непосредственно в зоне резания и соответственно снижение усилий резания за счет пластических деформаций разогретого материала обрабатываемой детали. При обработке со скоростями, меньшими рекомендуемых производителем инструмента, условия резания будут нарушены и повышенные нагрузки на режущую часть инструмента приведут к потере его режущих свойств за счет поломки или выкрашивания режущей кромки, налипания (приваривания) материала детали. При соблюдении условий резания стойкость инструмента максимальна. Важнейшим условием установившегося резания является теплоотвод из зоны резания, который обеспечивается отлетающей стружкой в процессе съема инструментом материала заготовки.

Превышение рекомендуемой скорости резания приводит к нагреву фрезы в целом и к потере ее механических свойств вследствие дополнительных пластических деформаций.

Преимущества современных обрабатывающих центров — возможность выполнения управляющих программ предельно большого объема с автоматической сменой инструмента и размещение в одной программе обработки операций фрезерования, сверления, растачивания, нарезание резьбы и т.д. В сочетании с широкими возможностями пространственной ориентации инструмента и поворота детали они создают перспективы для ускорения обработки, что также должно учитываться при выборе нового технологического оборудования.

Во всех случаях окончательная эффективность высокоскоростного фрезерования определяется целым рядом факторов — это станочное оборудование, высокоэффективный режущий инструмент, функциональное технологическое обеспечение формирования эффективных управляющих программ, квалификация производственно-технологического персонала и рациональная организация производственного процесса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Pontius K. Высокоскоростное фрезерование заготовок из разнородных деталей. *Cutting Tool Engineering*. 2002. v. 54. Nr. 2, с. 41 – 43, ил. 4.
2. Smith S. Тенденции развития высокоскоростной обработки. *ASME, Journal of Manuf. Science*, 2002, V. 119, Nr. 4, с. 664 - 666, ил. 3.
3. Степанов А. Высокоскоростное фрезерование в современном производстве. *CAM/CAE Observer*. 2003. №4, с. 2-8.
4. Zelinski P. Five sides and one zero: Shopfloor programming for five-side parts. *Mod. Mach. Shop*. 2003. 76, № 7, с. 54-55.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИГЛОФРЕЗЕРОВАНИЯ НА ФОРМИРОВАНИЕ НАКЛЕПА ЗАГОТОВОК ИЗ ЧУГУНОВ

Белорусский национальный технический университет
ОО «Ист Юропан Партс»
РУП «Минский тракторный завод»
Минск, Республика Беларусь

Повышение эффективности промышленного производства, ускорение темпов роста и производительности – одна из важнейших технико-экономических задач. Современное машиностроение требует создания и внедрения перспективных технологических процессов изготовления деталей машин с высокими эксплуатационными показателями их рабочих поверхностей. Одним из основных физико-механических свойств поверхностного слоя, определяющим эксплуатационные характеристики деталей машин, и в первую очередь износостойкость, являются твердость. Степень влияния на величину износа деталей в период приработки поверхностной твердости H_u и глубины наклепа h_n , полученных в результате механической обработки, достигает 50...55 % [1].

Одним из перспективных методов обработки для формирования качества поверхности и эксплуатационных показателей деталей машин является иглофрезерование. Режущими элементами иглофрезы являются проволочные элементы малого диаметра с плотностью упаковки до 40...80 %. Материал проволочных элементов – легированные пружинные стали 51ХФА, 60С2А, 65С2ВА и др. Особенность геометрии режущих элементов иглофрезы – незначительный радиус округления режущей кромки, которая в процессе работы самозатачивается. Это обеспечивает при реверсировании вращения инструмента его работу без переточек. Иглофрезерование может использоваться для: выполнения ряда операций заготовительного цикла, например, при обработке полос и лент, выравнивании или удалении сварных швов, удалении грата и ржавчины с металлических поверхностей, выравнивании внутренних поверхностей труб; удаление дефектных поверхностных слоев, например, обезуглероженных; подготовки поверхностей под последующее нанесение покрытий; полустойкой и чистовой обработки поверхностей деталей машин, в том числе для формирования геометрической структуры и упрочнения поверхности. Глубина обработки, зависящая от параметров процесса, позволяет полностью удалить дефектный слой толщиной 0,2...0,3 мм. Благодаря малому поперечному сечению и значительной податливости проволочных элементов обеспечивается возможность удаления слоя металла равномерной толщины с фасонной поверхности. При формировании геометрической структуры поверхности иглофрезерование осуществляется в режиме микрорезания в зоне взаимодействия режущих элементов с поверхностью заготовки. Достижимая высота микронеровностей находится в пределах Ra 100...0,40 мкм и определяется сочетанием технологических факторов. Варьирование параметров режима обработки иглофрезерованием: скорость резания (v , м/мин), подача ($S_{пр}$, мм/мин), натяг (i , мм) позволяет управлять формированием качества поверхности, а, следовательно, и эксплуатационными показателями обработанной поверхности.

Расширение области применения иглофрезерования ограничивается недостаточностью данных влияния параметров режима на формирование геометрической структуры и упрочнение обработанной поверхности. Это в значительной степени относится к деталям из чугунов.

Исследовали влияние параметров режима иглофрезерования: скорости резания (v), подачи (S) и натяга (i) в системе «обрабатываемая поверхность - рабочая поверхность иглофрезы» на изменение микротвердости поверхностного слоя. Обрабатываемые материалы – чугуны: СЧ15, СЧ25 (ГОСТ 1412-85), ВЧ50 (ГОСТ 7293-85). Из указанных материалов были изготовлены образцы (15x20x10 мм). Обработку плоских поверхностей образцов иглофрезерованием выполняли на горизонтально-фрезерном станке 6Н82Г.

Применяли иглофрезу диаметром $D = 125$ мм, шириной $B = 20$ мм и плотностью набивки проволочных элементов 80 %. Диаметр единичного проволочного элемента (микрорезца) $d = 0,3$ мм, вылет $l = 20$ мм. Для моделирования влияния параметров режима иглофрезерования на изменение микротвердости поверхности использовали математическое планирование эксперимента. При планировании применяли метод ЛП₁ – последовательностей [2]. В этом случае точки реализации экспериментов располагаются в многомерном пространстве таким образом, чтобы их проекции на оси X_1 - X_2 , X_2 - X_3 , ..., X_i - X_j располагались на равном расстоянии друг от друга. Координаты точек рассчитывали из условия $X_{min} = 0$ и $X_{max} = 1$. Матрица планирования эксперимента представлена в табл. 1.

Таблица 1. Матрица планирования эксперимента

Фактор	Точки исследований						
	1	2	3	4	5	6	7
X_1	0,500	0,250	0,750	0,875	0,375	0,625	0,125
X_2	0,500	0,750	0,250	0,625	0,125	0,375	0,875
X_3	0,500	0,250	0,750	0,125	0,625	0,375	0,875

При решении технологических задач для моделирования исследуемого процесса широко используются уравнения множественной регрессии

$$y = C \prod x_i^{m_i} \quad \text{и} \quad y = \exp(b_0 + S b x_i).$$

Их можно привести к линейному виду путем логарифмирования с последующим использованием метода наименьших квадратов. В случае применения ПЭВМ была использована методика Д. Полларда [3].

Результаты ранее выполненных исследований [4] позволили выбрать следующие значения параметров режима иглофрезерования принятые за $X_{max} = 1$ в данном эксперименте: $v = 280$ м/мин, подачу $S = 390$ мм/мин и натяг $i = 0,30$ мм. Реализованные сочетания параметров режима иглофрезерования в соответствии с матрицей планирования приведены в табл. 2.

Таблица 2. Условия проведения опытов

Опыт	X_1 - скорость резания v , м/мин	X_2 - подача S , мм/мин	X_3 - натяг i , мм
1	140	195	0,15
2	70	292	0,08
3	210	98	0,22
4	255	244	0,04
5	105	49	0,19
6	175	146	0,11
7	35	341	0,26

Измерения микротвердости выполняли при помощи микротвердомера мод. ПМТ-3 по стандартной методике. Величина статической нагрузки P 0,981 Н (100 г). Значение микротвердости определяли по формуле:

$$H_{\mu} = \frac{1854 \times 10^4}{(kd)^2} \text{ МПа,}$$

где P – нагрузка, г;

d – диагональ отпечатка, делений;

k – индивидуальный коэффициент прибора, $k = 0,3$.

Исходное (до обработки) среднее значение микротвердости образцов: СЧ15 - H_{μ} 3817 МПа; СЧ 25 – H_{μ} 4093 МПа; ВЧ50 - H_{μ} 2973 МПа.

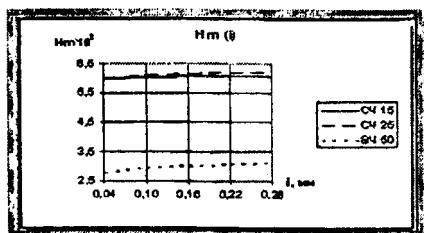
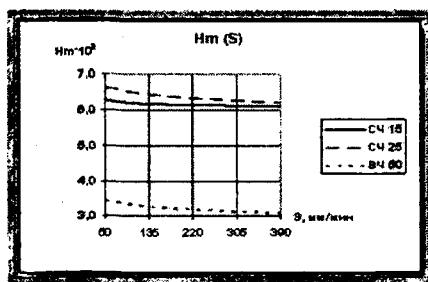
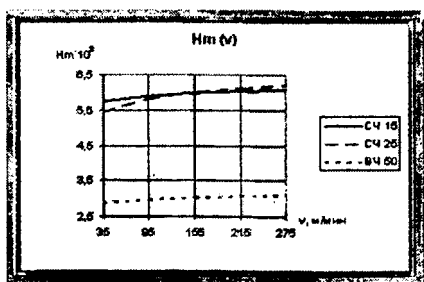


Рисунок 2 - Одномерные сечения функции отклика влияния параметров режима иглофрезерования на формирование наклепа:

а – скорости обработки v ;

б – продольной подачи S ;

в – натяга i

После иглофрезерования микротвердость поверхности образцов из исследуемых материалов зафиксирована в следующих пределах H_{μ} 4124...7377 МПа. Результаты исследования влияния сочетания параметров режима иглофрезерования на формирование наклепа представлены на рис. 1

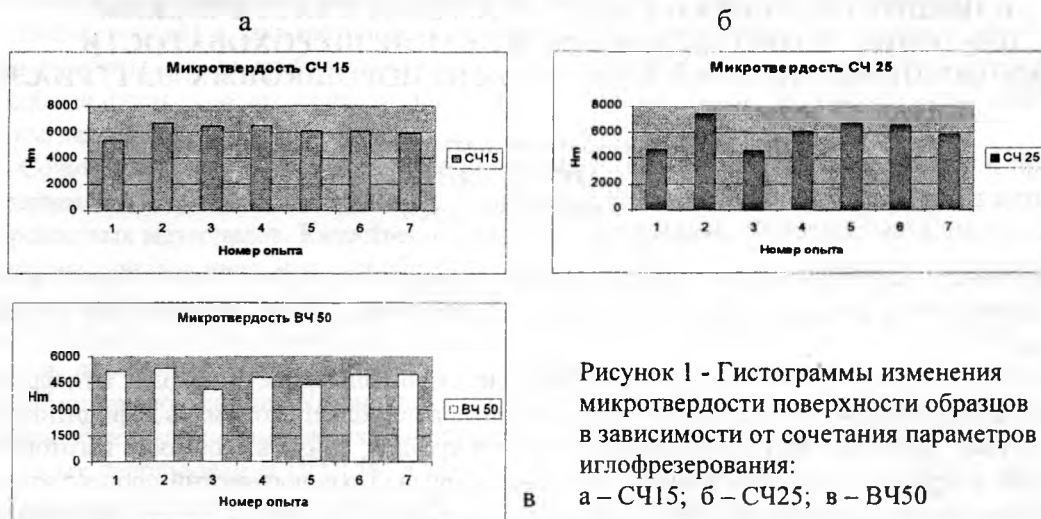


Рисунок 1 - Гистограммы изменения микротвердости поверхности образцов в зависимости от сочетания параметров иглофрезерования:

а – СЧ15; б – СЧ25; в – ВЧ50

Предварительный анализ результатов эксперимента свидетельствует о том, что минимальное значение микротвердости поверхности (H_{μ} 5367 МПа) для образцов СЧ15 получено в первом опыте ($v = 140$ м/мин; $S = 195$ мм/мин; $i = 0,15$ мм); образцов СЧ25 (H_{μ} 4529 МПа) и ВЧ25 (H_{μ} 4124 МПа) зафиксирована после иглофрезерования в третьем опыте ($v = 210$ м/мин; $S = 98$ мм/мин; $i = 0,22$ мм). Максимальная микротвердость для всех исследуемых марок чугунов СЧ15 (H_{μ} 6670), СЧ25 (H_{μ} 7377 МПа) и ВЧ50 (5300 МПа) сформирована во втором опыте ($v = 70$ м/мин; $S = 292$ мм/мин; $i = 0,08$ мм).

Одномерные сечения функции отклика представлены на рис. 2.

После обработки экспериментальных данных были разработаны математические модели влияния параметров режима иглофрезерования на формирование микротвердости поверхности в виде уравнений регрессии (1) – (3):

$$\text{СЧ15} \quad H_{\mu} = 5720 v^{0,028} S^{-0,014} i^{0,009} \text{ МПа}; \quad (1)$$

$$\text{СЧ25} \quad H_{\mu} = 5380 v^{0,064} S^{-0,032} i^{0,020} \text{ МПа}; \quad (2)$$

$$\text{ВЧ50} \quad H_{\mu} = 3740 v^{0,0328} S^{-0,051} i^{0,059} \text{ МПа}. \quad (3)$$

Разработанные модели позволяют осуществить прогнозирование и оптимизацию процесса иглофрезерования, а также управление процессом обработки для обеспечения требуемой микротвердости поверхности деталей в зависимости от их эксплуатационного назначения.

ЛИТЕРАТУРА

- Алексеев П.П. Формирование шероховатости поверхности при обработке поверхностей пластической деформацией. Технология машиностроения. – Тула, 1977. – С. 13-17.
- Ящерицын П.И., Махаринский Е.И. Планирование эксперимента в машиностроении. – Мн.: Высшая школа, 1985. – 286 с.
- Поллард Д. Справочник по вычислительным методам статистики/ Пер. с англ. В.С.Занадворова. М.: Финансы и статистика, 1982. - 344 с.
- Баршай И.Л. Обеспечение качества поверхности и эксплуатационных характеристик деталей при обработке в условиях дискретного контакта с инструментом. – Мн.: УП «Технопринт», 2003. – 246 с.

ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ НА ФОРМИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗАГОТОВОК ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

*Белорусский национальный технический университет
ЗАО «АТЛАНТ»
Минск, Беларусь*

Современное машиностроение требует создания и внедрения перспективных технологических процессов изготовления деталей машин с высокими эксплуатационными показателями их рабочих поверхностей

В последнее время все большее распространение в промышленности находят антифрикционные порошковые материалы. Использование этих материалов позволяет экономить дефицитные литые сплавы из цветных металлов, антифрикционных сталей и чугунов, снизить стоимость изготовления и потерь металла в стружку, повысить производительность труда. Технологический процесс изготовления деталей машин методами порошковой металлургии позволяет получать изделия с заданными эксплуатационными свойствами. Порошковая металлургия - одно из наиболее эффективных направлений создания новых перспективных материалов и производства изделий на их основе. Практически нет такой отрасли в народном хозяйстве республики, где не находили бы применение изделия, полученные методами порошковой металлургии: в машино- и приборостроении, автомобильном и железнодорожном транспорте, сельскохозяйственной технике - это конструкционные, триботехнические, электротехнические изделия; в здравоохранении - имплантаты; в экологии - диспергаторы озона и воздуха в системах очистки питьевой и сточной вод; в электронике и бытовой технике - магниты; в строительстве и камнеобработке - алмазный инструмент и т.д.

Выпуск изделий порошковой металлургии в республике организован в основном в Белорусском государственном научно-производственном концерне порошковой металлургии - около 60 % общего объема выпуска, а также на специализированных участках в ряде организаций: РУП «Минский завод шестерен»; ОАО «Минский подшипниковый завод»; ОАО «БАТЭ»; ПО «БелАЗ»; НПП «Эртекс»; НПП «Элком»; РУП «БелВАР»; ПРУП «Феррит» [1].

Базовый вариант технологии включает получение порошков, формование заготовок, их спекание и окончательную обработку (калибровка, доуплотнение, термообработка и т.п.), что позволяет получать готовые изделия необходимой прочности, точных размеров и сложной формы, как правило, без дополнительной механической обработки [1]. Одним из недостатков применения порошковой металлургии является то, что свойства сталей, полученных из порошков после термической обработки, часто уступают свойствам сталей, полученных литьем. Поэтому рекомендовать порошковую технологию для стальных высоконагружаемых деталей нельзя. Вследствие этого, а также по причине высокой стоимости порошкового конструкционного материала, порошковая сталь используется для малонагружаемых изделий, или для улучшения эксплуатационных показателей требуется дополнительная упрочняющая обработка. [2]

В ряде случаев для деталей, полученных порошковой металлургией, необходима обработка для обеспечения требуемого качества поверхности.

Одним из прогрессивных методов обработки деталей является поверхностное пластическое деформирование (ППД), которое обеспечивает повышение эксплуатационных характеристик деталей. Наибольшее практическое использование методов ППД имеет место в Германии, где традиционно уделяется серьезное внимание повышению надежности деталей с помощью внедрения новых технологий. Например, хорошо известны разработки фирмы Hegensheidt, которая выпускает широкую гамму инструмента и оборудования для обработки ППД в автомобильной промышленности. Инструмент для комбинированной обработки резанием и ППД производит фирма Voehringer, а в США - фирма Madison. В то же время можно твердо утверждать, что возможности по управлению качеством поверхностного слоя при ППД использованы далеко не полностью. Технологические способы ППД характеризуются безотходностью. Помимо значительного экономического эффекта они повышают износостойкость изделий. Проблеме формирования качества поверхности деталей машин поверхностным пластическим деформированием посвящена обширная научно-техническая литература [3-5].

Обработка деталей из порошковых материалов ППД также, как и монолитных, основана на силовом воздействии деформирующего элемента на поверхность детали. Возникающие при этом деформации локализуются в зоне, непосредственно примыкающей к рабочему профилю деформирующего элемента (ролика) и имеющей определенные геометрические характеристики [6].

Выбор способа и технологических факторов ППД определяется материалом, конфигурацией и условиями работы детали, требованиями к качеству поверхности. Наиболее простыми и эффективными способами формирования качества поверхности ППД являются обкатывание (раскатывание) и алмазное выглаживание.

Сочетание преимуществ порошковой металлургии и ППД позволит перейти к практическим безотходным технологиям изготовления долговечных по износостойкости деталей из антифрикционных порошковых материалов. Качественная картина деформации поверхностного слоя деталей из порошковых материалов иная, чем при обработке монолитных [6]. Специфичность упрочнения ППД деталей из порошковых материалов определяется иным характером распределения дислокаций и вакансий в их атомной решетке. Величина пластической деформации материала в продольном сечении детали и зоны пластической деформации в процессе обкатывания определяются суммарным углом охвата ролика материалом детали. Установлено [6], что зона пластической деформации порошковых материалов при обкатывании изменяется в значительно меньшей степени, чем у монолитных.

Опыт использования ППД [6] в качестве отделочно-упрочняющей обработки антифрикционных порошковых материалов показал перспективность использования этого метода для повышения качества деталей. Однако недостаточно изучены вопросы формирования поверхностного слоя при ППД внутренних поверхностей заготовок из порошковых материалов.

Анализ данных [7-9] свидетельствует о том, что большую часть применяемых порошковых материалов составляют композиции: железо – графит и железо – графит – медь. В связи с этим в качестве объекта исследования влияния ППД на формирование характеристик качества поверхности заготовок из ПМ были приняты материалы марки ПА-ЖГр2 (C=2%, Fe = 98%) и марки ПА-ЖГр1Д3 (C = 1%, Fe = 96%, Cu = 3%). Данные порошковые композиции по свойствам являются характерными представителями в своих группах и получили широкое применение в промышленности для изготовления деталей машин.

Экспериментальные исследования проводились на заготовках со следующими размерами: наружный диаметр $D = 25$ мм, внутренний диаметр $d = 15$ мм и длина $L = 22$ мм, изготовленных по серийной технологии прессованием с давлением 600 МПа и последующим спеканием при температуре 1130 °С.

ППД раскатыванием выполняли с помощью многороликовой регулируемой раскатки диаметром 15 мм на вертикально-сверлильном станке мод. 2С132. В соответствии с ГОСТ 2789-73 «Шероховатость поверхности. Параметры и характеристики», а, также учитывая рекомендации [10] определению и анализу подлежат следующие характеристики шероховатости, оказывающие влияние на эксплуатационные характеристики деталей машин: R_{max} - наибольшая высота неровностей профиля, мкм; R_a - среднее арифметическое отклонение неровностей профиля, мкм; t_p - относительная опорная длина профиля (где p - значение уровня сечения профиля равный 50 %). Указанные параметры шероховатости поверхности измеряли с помощью профилографа-профилометра мод. 252.

Результаты предварительного анализа влияния ППД на формирование геометрических характеристик поверхности заготовок из ПМ представлены в табл. 1

Таблица 1. Параметры качества поверхности заготовок из ПМ до и после ППД

Характеристика	Материал			
	ПА-ЖГр2		ПА-ЖГр1Д3	
	Состояние поверхности			
	до ППД	после ППД	до ППД	после ППД
R_a , мкм	2,3...2,8	0,14...1,95	2,5...3,3	0,14...2,10
R_{max} , мкм	17...19	1,12...7,88	18...21	1,68...7,96
t_{50} , %	10...35	20...60	12...40	21...61

Зафиксировано снижение высотных характеристик шероховатости (R_a , R_{max}) в 1,6...8,0 раз и рост опорной длины профиля (t_{50}) в 1,4...3,0 раза после ППД, что обеспечивает повышение износостойкости деталей из ПМ.

Методом полного факторного эксперимента [11] были разработаны математические модели, связывающие микрогеометрические характеристики поверхности заготовок из порошковых материалов (R_a , R_{max} , t_{50}) с режимами ППД: величиной натяга i , подачей S , скоростью вращения инструмента v .

Предварительный анализ результатов эксперимента свидетельствует о том, что минимальные значения исследуемых высотных характеристик шероховатости поверхности для ПА-ЖГр2 после раскатывания получены в седьмом опыте при следующих параметрах режима обработки: $i = 0,05$ мм, $S = 0,1$ мм/об, $v = 12,6$ м/мин; максимальные во втором – при $i = 0,01$ мм, $S = 0,28$ мм/об, $v = 35,7$ м/мин. Минимум значения опорной длины профиля t_p на уровне 50 % был получен во втором опыте ($i=0,01$ мм, $S = 0,28$ мм/об, $v = 35,7$ м/мин); максимум – в седьмом ($i=0,05$ мм, $S = 0,1$ мм/об, $v = 12,6$). Для материала ПА-ЖГр1Д3 получены аналогичные результаты.

Натуральные модели с использованием нормализованных факторов имеют вид: материал ПА-ЖГр2

$$R_a = Y_1 = 1,02 - 28,35 \cdot i + 3,97 \cdot S + 0,001 \cdot v + 28,47 \cdot i \cdot S; \quad (1)$$

$$R_{max} = Y_2 = 3,84 - 92,11 \cdot i + 16,7 \cdot S + 0,0042 \cdot v + 36 \cdot i \cdot S; \quad (2)$$

$$t_{50} = Y_3 = 46,437 + 81,25 \cdot i - 87,5 \cdot S - 0,12 \cdot v; \quad (3)$$

материал ПА-ЖГр1Д3

$$R_a = Y_1 = 1,342 - 36,03 \cdot i + 2,8 \cdot S + 0,0023 \cdot v + 59 \cdot i \cdot S; \quad (4)$$

$$R_{max} = Y_2 = 4,076 - 80,95 \cdot i + 15,28 \cdot S + 0,015 \cdot v + 9,35 \cdot i \cdot S - 0,015 \cdot i \cdot v + 9,35 \cdot i \cdot S + 0,165 \cdot i \cdot v + 0,036 \cdot v \cdot S - 1,19 \cdot i \cdot S \cdot v; \quad (5)$$

$$t_{50} = Y_3 = 44,735 + 443,75 \cdot i - 81,94 \cdot S - 0,097 \cdot v. \quad (6)$$

Анализ математических моделей свидетельствует о том, что в процессе обработки ППД отверстий раскатыванием наибольшее влияние на микрогеометрические параметры поверхности оказывает величина натяга, а наименьшее – скорость раскатывания. Одномерные сечения функции отклика для исследуемых характеристик шероховатости и материалов представлены на рис. 1-3.

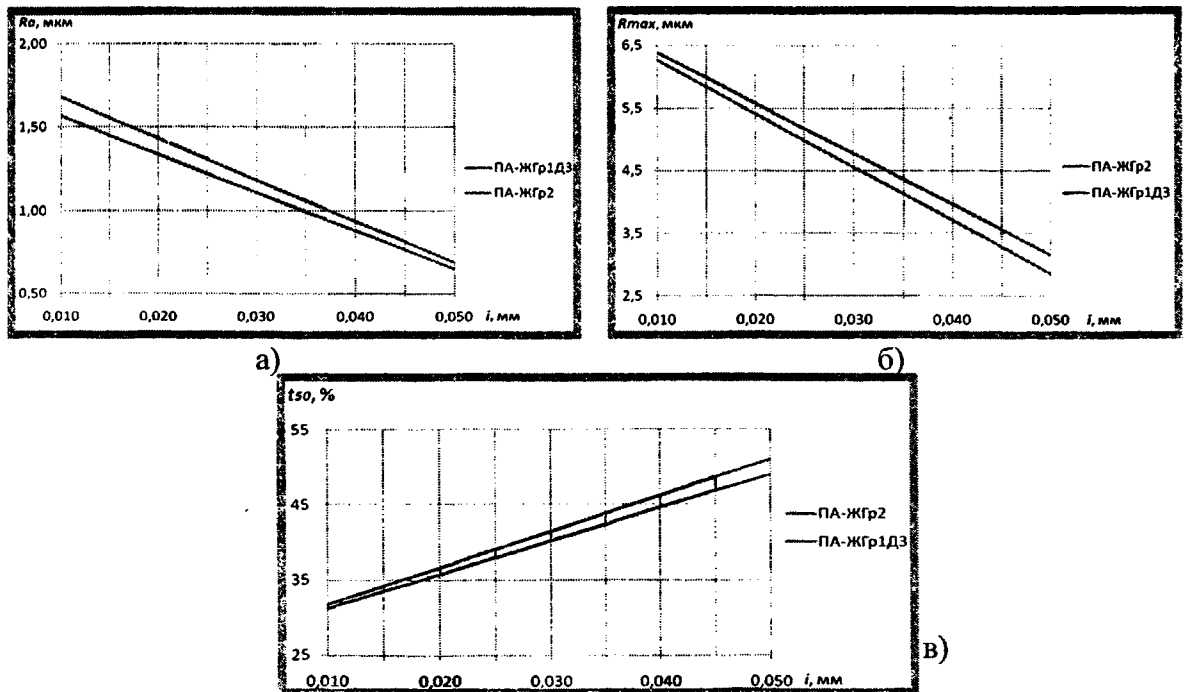


Рисунок 1 - Влияние величины натяга i при ППД на изменение геометрических характеристик шероховатости поверхности: а) R_a , б) R_{max} , в) t_{50} ($v = 24,15$ м/мин; $S = 0,19$ мм/об)

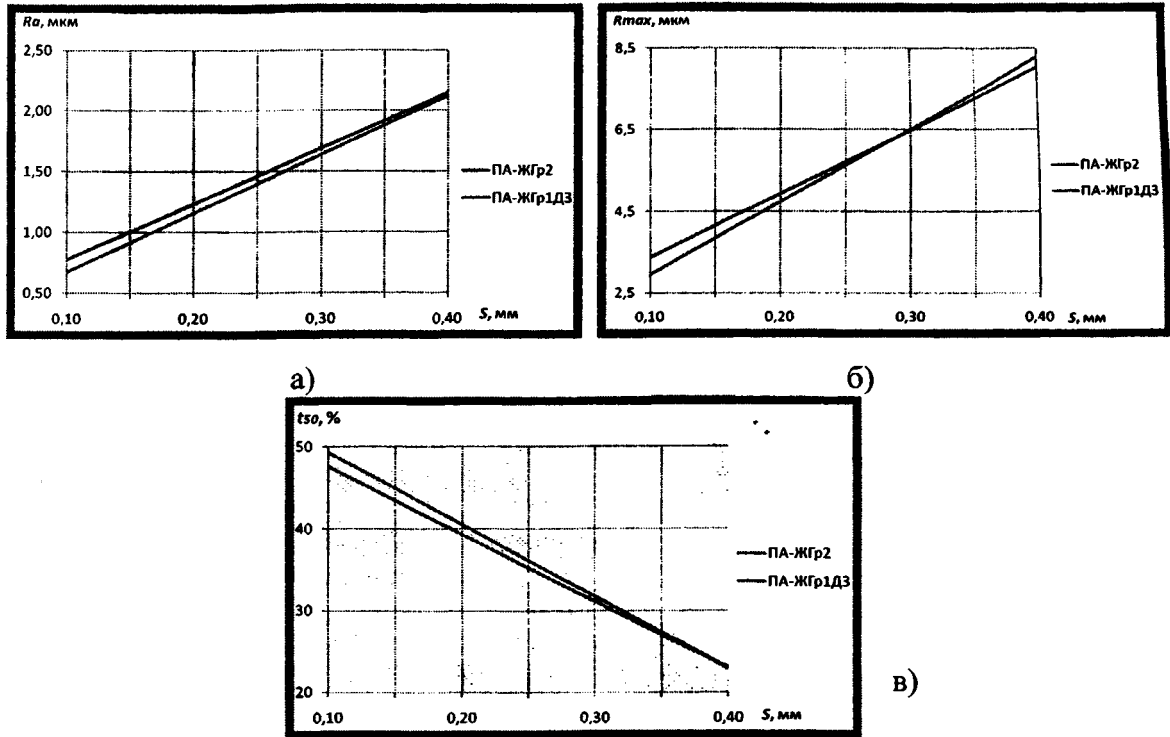


Рисунок 2 - Влияние подачи S при ППД на изменение геометрических характеристик шероховатости поверхности: а) Ra , б) R_{max} , в) t_{50} ($v = 24,15$ м/мин; $i = 0,03$ мм)

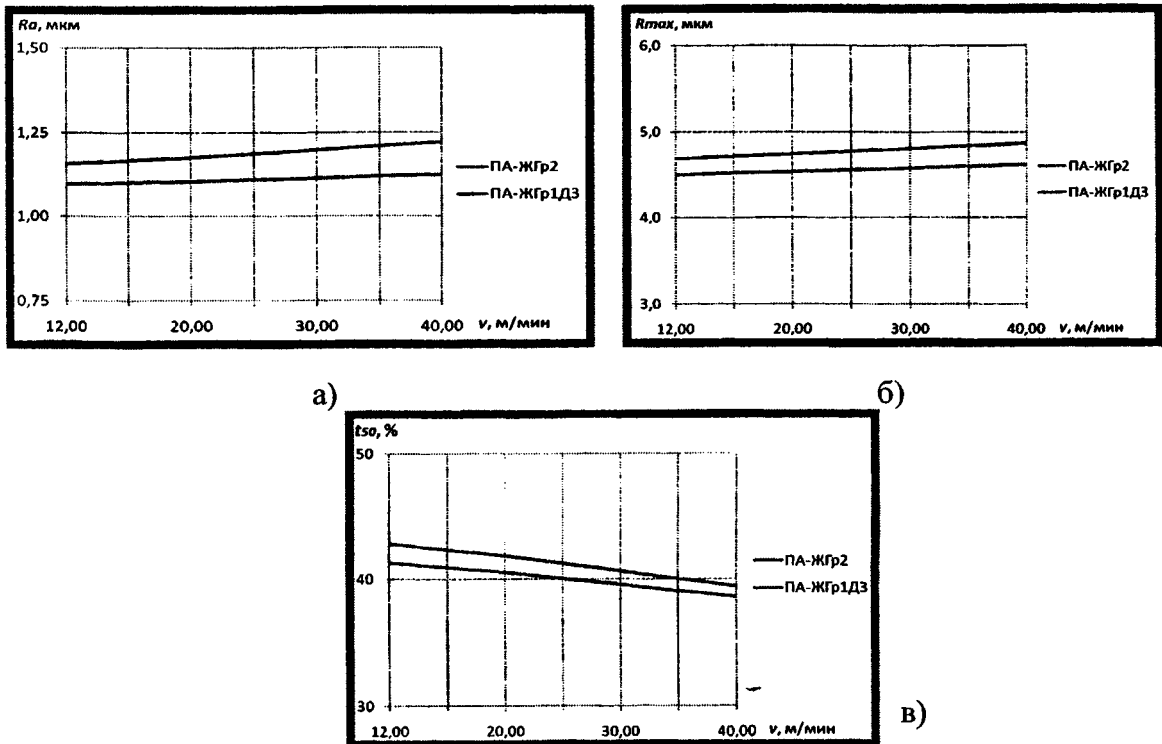


Рисунок 3 - Влияние скорости v при ППД на изменение геометрических характеристик шероховатости поверхности: а) Ra , б) R_{max} , в) t_{50} ($i = 0,03$ мм; $S = 0,19$ мм/об)

Разработанные модели позволяют осуществить прогнозирование и оптимизацию процесса ППД, а также управление процессом обработки для обеспечения требуемой шероховатости поверхности деталей из ПМ в зависимости от их эксплуатационного назначения.

ЛИТЕРАТУРА

Постановление Совета Министров Республики Беларусь от 13 декабря 2005 г. № 1439 «О Государственной программе развития порошковой металлургии и сварки в Беларуси на 2003 - 2007 годы» / Под общей редакцией В. Левоневского - <http://www.pravoby.info/index.htm>/ 2. Конструкционные порошковые материалы/ Под общей редакцией Е. Быкова. - http://eugene980.narod.ru/new_mat/7.htm/ 3. Одинцов Л. Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием. - М.: Машиностроение, 1981. - 160 с. 4. Папшев Д.Д. Упрочняющая технология в машиностроении. - М.: Машиностроение. 1978. - 152 с. 5. Каледин Б.А., Чепя П.А. Повышение долговечности деталей поверхностным пластическим деформированием. - Мн.: Наука и техника, 1974. - 232 с. 6. Баршай И.Л. Обеспечение качества поверхности и эксплуатационных характеристик деталей при обработке в условиях дискретного контакта с инструментом. - Мн., УП «Технопринт», 2003. - 246с. 7. Горячева Э.В. Спеченные материалы, их свойства и применение.-М.: Металлургия, 1979.-72 с. 8. Федорченко И.М. и др. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения // Справочник. - Киев: Наукова думка, 1985. - 624 с. 9. Федорченко И.М., Пугин Л.И. Композиционные спеченные антифрикционные материалы. - Киев, Наукова думка. 1980. - 404 с. 10. Алексеев П.П. Формирование шероховатости поверхности при обработке поверхностей пластической деформацией. Технология машиностроения. - Тула, 1977. - С. 13-17. 11. Ящерицын, П.И. Планирование эксперимента в машиностроении / П.И. Ящерицын, Е.И. Махаринский. - Минск: Высшая школа, 1985. - 286 с.

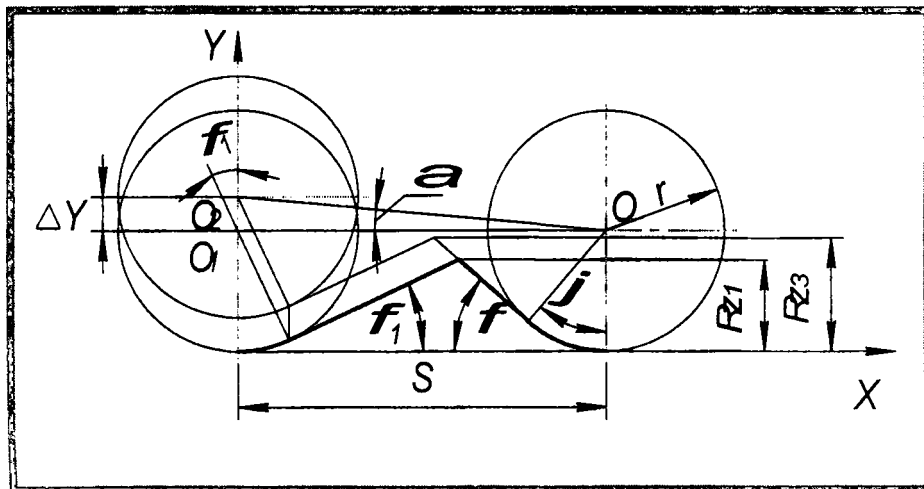
УДК 621.97

Шатуров Д. Г., Мрочек Ж. А., Жолобов А. А.

ОЦЕНКА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ШТОКОВ ГИДРОЦИЛИНДРОВ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Эксплуатационные характеристики материала поверхностных слоев деталей машин в основном определяются технологией их формообразования. Предварительная обработка рабочих поверхностей валов типа штоков гидроцилиндров преимущественно осуществляется точением, в том числе на токарных станках с ЧПУ, с последующим шлифованием и (или) обкатыванием. Правильный выбор не только финишных, но и предшествующих предварительных операций обработки позволяет значительно повысить эксплуатационные характеристики рабочих поверхностей валов. Практически погрешности формы и параметры качества поверхности, полученные при предшествующей обработке точением, с учетом наследственности частично сохраняются и при последующей обработке накатыванием или шлифованием.



Одним из существенных параметров качества обработанной поверхности является величина шероховатости, которая при точении зависит от геометрии рабочей части инструмента, величины нарастания износа лезвия резца во время его работы, жесткости элементов технологической

системы, вибраций, режимов резания, материала заготовки и чистоты лезвий инструмента, формируемых при их заточке.

Известные зависимости [1] для определения геометрических параметров микрорельефа поверхности не учитывают многие из указанных выше факторов, что не позволяет на стадии проектирования технологического процесса проводить общую экспертную оценку выбора оптимальных параметров процесса, обеспечивающих необходимое качество обработки.

Высота микронеровностей обрабатываемой поверхности, зависящая от геометрических параметров инструмента, при точении призматическим резцом, может быть аналитически определена из рис. 1

$$R_{z1} = \frac{S}{\cos \lambda_1} \cdot \frac{\sin \varphi \cdot \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)} - rK_R, \quad (1)$$

где

$$K_R = \frac{\sin \varphi + \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)} - 1;$$

$$\lambda_1 = \arctg(\gamma / \sin \varphi);$$

где S - величина подачи, мм/об; λ_1 - угол наклона вспомогательного лезвия резца; φ, φ_1 - главный и вспомогательный соответственно углы в плане главного и вспомогательного лезвий резца; γ - передний угол заточки резца; r - радиус сопряжения главного и вспомогательного лезвий резца.

Положив в (1) $r = 0$ и $\lambda_1 = 0$, получим известную зависимость для определения высоты шероховатости обработанной острой резцом [1].

Для уменьшения шероховатости обычно уменьшают подачу S . Так при подачах

$$S \leq 2r \cdot \sin \varphi_1$$

микрорельеф будет формироваться только радиусным участком лезвия, а высоту шероховатости поверхности можно определить по формуле профессора В. Л. Чебышева [1].

$$R_{z1} = r - \sqrt{r^2 - \frac{S^2}{4}} \approx \frac{S^2}{8r} \quad (2)$$

Наибольшее влияние на величину шероховатости оказывает подача S и радиус r при вершине резца. С увеличением подачи высота микронеровностей увеличивается, а с увеличением радиуса r уменьшается по гиперболической зависимости. Влияние углов φ и φ_1 на качество обработки одинаково и пропорционально.

Процесс отделения стружки от основы при резании металлов сопровождается пластической и упругой деформацией обработанной поверхности, совершаемой радиусной, переходной между передней и задней поверхностями, частью резца. После прохода резца и снятия нагрузки упругая часть не срезанного металла восстанавливается, увеличивая высоту микронеровностей обработанной поверхности. С увеличением износа лезвия резца увеличивается переходный радиус ρ округления лезвия, увеличивая высоту шероховатости. Высота шероховатости поверхности, связанная с величиной радиуса округления ρ , равна

$$R_{z2} = \rho(1 - \cos \beta), \quad (3)$$

где

$$\rho = \rho_0 + h_3 \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \gamma} \operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\gamma}{2} \right);$$

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K_i - \sin \gamma};$$

ρ_0 ρ - радиус соответственно начальный и текущий округления лезвия резца; β - угол сдвига при резании; K_i - усадка стружки; h_3 - величина износа задней поверхности резца.

Так для резца $\varphi = 45^\circ, \varphi_1 = 10^\circ, \gamma_3 = 10^\circ, r = 2 \mu\text{м}, K_i = 2,1$ при обработке стали 45 увеличение шероховатости с увеличением износа h_3 задней поверхности представлено в таблице 1.

Таблица 1. Величина высоты микрорельефа поверхности от величины износа задней поверхности резца.

h_3 , мкм	0	10	50	100	200	300	400	500
ρ , мкм	10	11,5	17,5	25	40	55	70	85
R_{z2} , мкм	1,1	1,265	1,925	2,75	4,4	6,05	7,7	9,35

При тчении под действием силы резания непрерывно изменяется величина упругих перемещений оси вала в зависимости от местоположения резца. В результате чего смежные траектории лезвия резца, отстоящие друг от друга в направлении подачи на величину подачи и ответственные за геометрическую форму и величину образующего при тчении микрорельефа, расположены смещенными друг относительно друга в радиальном относительно оси обрабатываемой поверхности вала направлении. Это радиальное смещение последующего и предыдущего положений лезвия резца приводит к формированию неодинаковой величины шероховатости обрабатываемой поверхности при его перемещении вдоль оси вала.

Упругое смещение оси вала относительно лезвия резца при его перемещении на величину подачи за один оборот заготовки, из-за своей малости, не приводит к дополнительному удалению металла при формировании очередного профиля микрорельефа поверхности, а только пропорционально увеличивает высоту неровностей рельефа.

Таким образом, высота неровностей рельефа поверхности, увеличиваясь на величину Δy упругой деформации, меняется адекватно этой деформации и равна (рис. 1).

$$R_{x3} = \Delta y = S \cdot \operatorname{tg} \alpha,$$

где
$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2P_y}{l} \left[(w_{\eta a} + w_{oa}) \frac{v}{l} - w_{\eta a} \right] + \frac{2P_y}{3EI} l^2 \left[\frac{v}{l} \left(1 - \frac{v}{l} \right) \left(1 - 2 \frac{v}{l} \right) \right],$$

P_y - радиальная составляющая силы резания; l - длина вала; E - модуль упругости материала заготовки; I - момент инерции сечения заготовки; w_{36} , $w_{\eta 6}$ - податливость соответственно задней и передней бабки станка (опор вала); x - расстояние от начала обработки (торца заготовки) до расположения резца.

В случае профилирования микрорельефа поверхности радиусным участком лезвия имеем

$$R_x = \frac{S^2}{8r} + R_{x2} + S |\operatorname{tg} \alpha|.$$

На величину шероховатости поверхности оказывают влияние свободные и вынужденные колебания технологической системы (вала и его опор) в процессе обработки. Так на вал с центром масс в точке O_1 действует радиальная составляющая сила P_y , смещая центр масс в точку O_2 на величину статического упругого отжатия Y_x [2]. Это смещение в процессе обработки происходит с некоторым ускорением центра масс и возникающей при этом силой инерции, заставляющей совершать дополнительные колебательные движения вокруг нового центра равновесия O_2 на величину Y_i . Тогда дифференциальное уравнение колебаний центра масс имеет вид

$$m \ddot{\sigma} = -P_y (\sigma_o + \sigma_i) + P_o,$$

где m - масса вала; C_y - жесткость эквивалентной технологической системы; Y_i - дополнительное перемещение центра масс.

Поскольку $P_o = P_y \sigma_o = \sigma_o / w_p$, то окончательно получим

$$\ddot{\sigma} + \kappa^2 \sigma = 0, \tag{4}$$

где
$$\kappa^2 = \frac{P_o}{m \sigma_o} = \frac{2g}{w_p Q},$$

$$w_p = w_{\eta a} \left(1 - \frac{v}{l} \right)^2 + w_{oa} \left(\frac{v}{l} \right)^2 + \frac{l^3}{3EI} \left(\frac{v}{l} \right)^2 \left(1 - \frac{v}{l} \right)^2,$$

κ - угловая частота собственных колебаний вала (число колебаний, совершаемых в течение 2π сек), с^{-1} ; w_c - податливость эквивалентной технологической системы, $w_c = 1/C_y$; Q - вес вала; $g = 9,81 \text{ м/с}^2$.

В результате решения дифференциального уравнения (4) находим закон колебаний центра масс

$$\Sigma_p = -\Sigma_o \cos \kappa \tau,$$

где
$$\Sigma_o = P_o w_c, \quad \tau - \text{время}.$$

Период собственных колебаний вала в секундах и частота колебаний в герцах соответственно равны:

$$T = \frac{2\pi}{K} = 2\pi \sqrt{\frac{Qw_c}{2g}}, \quad v = \frac{1}{T}.$$

Поскольку перемещение вала в направлении расположения резца им же и ограничено, то величина шероховатости поверхности в результате колебаний увеличится на половину разности положений оси вала для момента времени τ и $\tau_1 = (\tau - 60/n)$, при котором шпиндель станка сделал на один оборот меньше, чем в момент времени τ .

$$R_{z4} = \frac{1}{2} \sigma_v \left[\cos \kappa \left(\tau - \frac{60}{n} \right) - \cos \kappa \tau \right]. \quad (5)$$

В этом случае имеем общую зависимость для определения величины шероховатости поверхности с учетом рассмотренных параметров процесса.

$$R_{z0} = R_{z1} + R_{z2} + R_{z3} + R_{z4}.$$

С учетом зависимости (5) можно определить высоту шероховатости как вдоль образующей (по окружности), так и вдоль направляющей (вдоль оси вала).

В таблице 2 представлены расчеты по величинам частот, периода колебаний вала и величин шероховатости в зависимости от расположения резца. Как следует из результатов расчета величину R_{z3} для жестких валов ($l/\Delta < 12$) можно не учитывать.

Таблица 2. Величины частот, периоды колебаний и шероховатости поверхности при обработке штока гидроцилиндра (материал сталь 45, материал резца - 15К6.

$$w_{\text{в}} = 0,3 \text{ мкм/н}; w_{\text{н}} = 0,06 \text{ мкм/н}; P_y = 211 \text{ Н}; t = 1,0 \text{ мм}; S = 0,5 \text{ мм/об}; \\ D = 100 \text{ мм}; l = 1000 \text{ мм}; n = 600 \text{ об/мин}; \varphi = 45^\circ; \varphi_1 = 10^\circ; \gamma_3 = 10^\circ; r = 2 \text{ мм}; \\ \kappa_1 = 2,1; h_s = 200 \text{ мкм}; n_o = 0,792; T_o = 74 \text{ мин}.$$

$\frac{v}{l}$	0	0,25	0,5	0,75	0,833	1,0
K_1, ρ^{-1}	1027	1160	1690	2220	2368	2297
$T \cdot 10^{-3}, \rho$	6,11	5,414	3,716	2,83	2,652	2,734
$v, \text{Гц}$	163,5	184,7	269,1	353,5	377	365,7
$N_{\text{кол/об}} \text{ заготовки}$	16,35	18,47	26,91	35,35	37,7	36,57
$w_p, \frac{\mu\text{км}}{N}$	0,3	0,235	0,1108	0,0642	0,0565	0,06
$\sigma_v, \mu\text{км}$	63	49,6	23,4	13,6	11,91	12,66
$R_{z1}, \mu\text{км}$	15,6	15,6	15,6	15,6	15,6	15,6
$R_{z2}, \mu\text{км}$	4,38	4,49	4,59	4,68	4,7	4,77
$R_{z3} \cdot 10^{-3}, \mu\text{км}$	0,13	0,09	0,054	0,014	0	0,025
$R_{z4}, \mu\text{км}$	71,0	28,3	17,7	19,4	16,72	17,7
$R_{z0}, \mu\text{км}$	90,98	48,39	37,89	39,68	37,02	38,07

Таким образом, приведенные расчетно-аналитические зависимости позволяют на стадии проектирования технологического процесса, исходя из имеющихся параметров инструмента, жесткости технологической системы, параметров обработки, произвести экспертную оценку по влиянию каждого параметра процесса на качество обработки и определить, например, подачу, обеспечивающую необходимое качество обрабатываемой поверхности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Маталин А. А., Технология машиностроения./А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985 – 496 с.
2. Шатуров Г. Ф. Прогрессивные процессы механической обработки поверхностей/Г. Ф. Шатуров, Ж. А. Мрочек. – Минск: Техопринт, 2001 – 460 с.

АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ШЕСТЕРЕН ПРИ ИХ ШЕВИНГОВАНИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

В связи с постоянным ростом требований к современным машинам (ресурсу, виброакустическим характеристикам и др.) увеличиваются требования к точности и качеству поверхности зубьев цилиндрических шестерен, используемых в этих машинах. При обеспечении 7 – 9 степеней точности шестерен по ГОСТ 1643 – 81, характерных для современных грузовых автомобилей и тракторов, отечественные предприятия используют в основном два варианта их обработки [1]. В первом варианте производят шевингование, химико-термическую обработку (ХТО) и отделку зубьев методом свободного обката (часто зубохонингованием). Во втором варианте операции шевингования и зубохонингования исключают. Отделку зубьев после ХТО выполняют зубошлифованием. При необходимости обеспечить 7 – 8 степени точности шестерен по ГОСТ 1643 – 81 приемлемы оба варианта, хотя первый значительно дешевле [1]. Помимо экономичности шевингование позволяет обеспечить высокое качество поверхности зубьев. Это подтверждается приведенными ниже результатами выполненного нами исследования изменения параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их шевинговании.

Исследование было выполнено в производственных условиях Минского тракторного завода и Минского завода шестерен для цилиндрических шестерен $m = 3,5 - 6,0$ мм, $z = 23 - 41$, материал колес – стали 40Х, 25ХГТ, 20ХНЗА. До и после шевингования на одних и тех же зубьях шестерен были выполнены измерения параметра шероховатости поверхности R_a , микротвердости H_{μ} , остаточных напряжений I и II родов σ_1 и σ_2 в поверхностях зубьев. Было изучено 6 партий колес, по 2 партии для каждого материала. Объем партии $\approx 15 - 20$ шт.

Все измерения до и после шевингования выполнялись на одних и тех же шестернях и зубьях. Использовалось не менее 4-х зубьев на каждой шестерне, расположенных под углом 90° . После обработки (зубофрезерования червячной фрезой, а затем шевингования) вырезались сегменты зубьев, на которых производились все измерения.

Измерения микротвердости производились с помощью прибора ПМТ-3 с нагрузкой 1,0 Н в трех точках по длине зуба в зоне делительной окружности. Измерения параметра шероховатости R_a производились в 3-х зонах на высоте зуба: у вершины, в зоне делительной окружности и у впадины зуба. Результаты измерений также усреднялись. Измерения остаточных напряжений I-го и II-го родов в поверхности зубьев выполнялись рентгеновским методом с помощью установки ДРОН-3.

Для обработки результатов использовались методы корреляционно-регрессионного анализа. Степень тесноты взаимосвязи значений параметров качества поверхности зубьев после шевингования с их исходными значениями оценивались с помощью коэффициента парной корреляции r_{xy} , эмпирического η_s и теоретического η_t корреляционных отношений. Существенность в различии между η_s и η_t , а также между η_t и r_{xy} оценивалась с помощью критерия ξ Романовского [2]. Значимость r_{xy} проверялась с помощью t – критерия Стьюдента. Степень изменения каждого параметра качества при шевинговании оценивалась с помощью коэффициента уточнения:

$$V = \frac{\bar{x}}{\bar{y}} \quad (1)$$

Здесь \bar{x} , \bar{y} – средние арифметические значения данного параметра качества до и после данной операции.

В качестве моделей процесса изменения параметров качества поверхности зубьев при шевинговании рассматривались полиномы первой и второй степени

$$y = a + bx \quad (2)$$

$$y = c + dx + ex^2 \quad (3)$$

где x , y – значения различных параметров качества зубчатых колес до и после шевингования; a , b , c , d , e – постоянные коэффициенты.

Для выбора вида связи, в наилучшей степени описывающей исследуемые зависимости, наряду с расчетом коэффициентов уравнений (2) и (3) должен быть определен также ряд показателей, характеризующих адекватность каждой из рассматриваемых теоретических зависимостей эмпирическим. При этом

эти расчеты должны выполняться для каждого из рассматриваемых параметров качества, не менее чем для 2-х партий зубчатых колес. В качестве характеристик адекватности модели могут быть приняты:

1. Остаточная сумма квадратов ξ .
2. F – критерий Фишера адекватности модели.
3. Средняя относительная ошибка уравнения связи ϵ_{cp} .
4. Критерии Стьюдента для оценки достоверности значений коэффициентов “b”, “d” и “e” в уравнениях (2) и (3).

С целью установления общих закономерностей образования погрешности исследованных параметров на рассматриваемой операции необходимо выполнить разложение общей дисперсии этих параметров после каждой из изученных операций на две части S_{yx}^2 и δ_{yx}^2 , из которых вторая характеризует влияние исходных погрешностей x_i , а первая – влияние прочих факторов, действующих независимо от x_i и являющихся следствием погрешностей самого изучаемого процесса.

$$S_y^2 = S_{yx}^2 + \delta_{yx}^2 \quad (4)$$

$$S_{yx}^2 = S_y^2(1 - r_{xy}^2) \quad (5)$$

$$\delta_{yx}^2 = b^2 S_x^2 = \left(r_{xy} \frac{S_y}{S_x} \right) \cdot S_x^2 \quad (6)$$

Определив затем величины A и B

$$A = \frac{S_{yx}^2}{S_y^2} \cdot 100 \quad (7)$$

$$B = \frac{\delta_{yx}^2}{S_y^2} \cdot 100 \quad (8)$$

можно установить части дисперсии результирующей погрешности S_y^2 , из которых одна возникает на выходе, т.е. в данном случае на самой рассматриваемой операции (A), а вторая унаследована от исходных погрешностей, перенесена с предыдущей операции (B).

В таблице 1 приведены усредненные результаты выполненных расчетов для исследованных зубчатых колес. В таблице 1 приведены усредненные результаты выполненных расчетов для исследованных зубчатых колес.

Таблица 1. Статистические характеристики процессов изменения параметра качества поверхностей зубьев при шевинговании цилиндрических зубчатых колес

Материал зубчатых колес	Основные статистические характеристики														
	\bar{x} , мкм	\bar{y} , мкм	S_x , мкм	S_y , мкм	V	a	b	η_b	η_r	r_{xy}	t	ϵ_{cp}	F	A	B
$Ra_{ум} = f(Ra_{об})$															
40X	1,026	0,405	0,185	0,044	2,53	0,32	0,085	0,43	0,4	0,36	3,13	9,32	0,83	87,0	13,0
25ХГТ	5,489	2,762	1,28	0,825	1,99	0,993	0,33	0,55	0,53	0,51	3,54	10,14	0,75	73,53	26,47
20ХНЗА	2,214	1,221	0,535	0,12	1,81	0,568	0,295	0,47	0,45	0,42	3,15	8,68	0,58	82,0	18,0
$H_{ум} = f(H_{об})$															
40X	2541,1	2055,1	250,1	160,1	1,24	1141,0	0,36	0,62	0,59	0,56	3,06	9,02	0,998	69,3	30,7
25ХГТ	2108,5	1887,8	192,5	147,5	1,17	903,1	0,467	0,65	0,63	0,61	4,83	6,37	0,799	63,0	37,0
20ХНЗА	1892,3	1682,2	124,7	97,3	1,12	887,4	0,42	0,60	0,57	0,64	6,2	10,91	0,893	71,0	29,0
$\sigma_{1ум} = f(\sigma_{1об})$															
40X	+358,9	-435,8	60,54	50,32	-0,82	-637,0	0,55	0,72	0,7	0,67	6,08	13,65	0,815	55,0	45,0
25ХГТ	+598,2	-133,2	65,0	54,99	-4,49	-405,0	0,55	0,70	0,67	0,65	6,34	16,4	0,897	42,0	38,0
20ХНЗА	+437,8	-259,2	61,55	56,32	-1,62	-539,0	0,64	0,75	0,72	0,70	5,26	10,3	0,83	51,0	49,0
$\sigma_{2ум} = f(\sigma_{2об})$															
40X	-437,0	348,3	67,8	64,8	1,25	11,8	0,77	0,93	0,90	0,88	9,15	19,2	0,82	23,0	77,0
25ХГТ	220,0	125,0	40,2	28,4	1,74	2,0	0,56	0,85	0,83	0,80	8,2	17,6	0,73	36,0	64,0
20ХНЗА	273,4	162,0	72,8	51,6	1,69	-18,4	0,66	0,9	0,87	0,85	9,0	19,5	0,63	28,0	72,0

Примечания: 1. Значения всех приведенных статистических характеристик представляют собой среднее арифметическое значение соответствующих показателей, рассчитанных для каждой из исследованных партий зубчатых колес. 2. Исходные значения параметров качества поверхности зубьев на предшествующей операции обозначены x, значения этих показателей на выполняемой операции – y. 3. Значения a, b, ϵ_{cp} , F даны для зависимости $y = f(x)$ вида (2).

При выборе вида взаимосвязи (см. уравнения (2) и (3)) между рассмотренными характеристиками качества поверхности зубьев шестерен до и после шевингования принимались во внима-

ние незначимость различий между значениями η_s и η_T , η_T и r_{xy} , которая оценивалась с помощью критерия ξ Романовского, низкий уровень ε_{cp} для зависимости (2) ($\varepsilon_{cp} = 0,7 - 19,6\%$) и адекватность зависимости (2) экспериментальным данным, которая устанавливалась с помощью критерия Фишера (для всех рассмотренных показателей точности и процессов обработки $F \leq F_{кр}$, $F_{кр} = F_{1-\alpha, m_1, m_2}$ при $\alpha = 0,05$, $n = 50$, $K = 1$, $m_1 = 50$, $m_2 = 48$, $F_{0,95, 50, 48} = 1,61$. Здесь n – объем партии деталей, K – число независимых переменных в уравнении регрессии, $1-\alpha$ – вероятность оценки адекватности уравнения регрессии, $m_1 = n$ и $m_2 = n - K$ – числа степеней свободы). Таким образом установлено, что взаимосвязи рассмотренных характеристик качества поверхности зубьев цилиндрических шестерен после шевингования с их исходными значениями перед шевингованием с достаточной точностью могут быть описаны полиномом первой степени (2).

Укажем основные результаты выполненных нами исследований изменения характеристик качества поверхности зубьев цилиндрических шестерен при их шевинговании.

Параметр R_a шероховатости боковых поверхностей зубьев

При шевинговании имеет место наследование значений R_a ($r_{xy} = 0,36-0,51$).

Однако степень тесноты взаимосвязи значений R_a после шевингования с их исходными значениями несколько меньше, чем для других характеристик качества поверхности зубьев. Можно считать, что шевингование является в определенной степени «барьером» на пути пооперационного наследования (копирования) значений R_a . Одной из причин этого является то, что исходные значения R_a перед этой операцией соизмеримы со снимаемым припуском. Уменьшение дисперсии R_a после шевингования может быть достигнуто в основном за счет совершенствования самого процесса шевингования ($A = 73,5 - 87\%$). Шевингование существенно уменьшает значения R_a ($V = 1,8 - 2,5$).

Микротвердость H_u боковых поверхностей зубьев

Значения H_u после шевингования несколько уменьшаются ($V = 1,1 - 1,24$) и достаточно тесно взаимосвязаны со своими исходными значениями ($r_{xy} = 0,56-0,64$). Регулирование значений H_u после шевингования может быть осуществлено в основном за счет самой операции шевингования ($A = 63 - 71\%$). Хотя и выбор рациональных исходных значений H_u может уменьшить их разброс после шевингования ($B = 29 - 37\%$). Нами было выполнено исследование микроструктуры зубьев цилиндрических шестерен после зубофрезерования и шевингования. Установлено, что при шевинговании происходит некоторое увеличение размера зерен (примерно на 15%) и уменьшение пористости.

Усилия резания при шевинговании значительно меньше, чем при зубофрезеровании. Это вызывает снижение наклепа поверхностного слоя. Этому способствует и удаление тонкого поверхностного слоя высокой твердости, возникшего в результате наклепа металла при зубофрезеровании. Таким образом снижение микротвердости металла при шевинговании объясняется уменьшением степени его наклепа и изменением микроструктуры.

Остаточные напряжения первого рода σ_1 в поверхностном слое зубьев цилиндрических шестерен

Как видно из таблицы 1 для всех рассмотренных материалов зубчатых колес при шевинговании характерна тесная взаимосвязь значений σ_1 с их исходными значениями после зубофрезерования ($r_{xy} = 0,65 - 0,70$), т.е. при шевинговании имеет место технологическое наследование исходных значений σ_1 . Шевингование преобразует растягивающие напряжения, возникшие при зубофрезеровании, в сжимающие и, как правило, уменьшает их значения, если рассматривать их без учета знака [$V = (-0,82) - (-4,5)$]. Это объясняется описанными выше особенностями процесса резания при шевинговании (постепенное снятие тонких, упрочненных при зубофрезеровании слоев металла), изменениями микроструктуры металла.

Шевингование отличается более высокой степенью пластической деформации тонких поверхностных слоев обрабатываемых зубьев. Хотя сила резания при шевинговании уменьшается в среднем в 1,6 раза, объем снимаемой стружки уменьшается в 5 – 6 тысяч раз, что приводит к значительному росту удельных сил резания. Как известно, увеличение степени пластической деформации малопластичных материалов, к которым относятся и исследованные материалы зубчатых колес, вызывает резкое увеличение остаточных напряжений сжатия и глубины их проникновения в металл. Это является, на наш взгляд, основной причиной превращения растягивающих напряжений в поверхностном слое зубьев после зубофрезерования в сжимающие после шевингования. Этому способствует также снижение температуры в зоне резания при шевинговании примерно в 3 раза (с $320 - 350^\circ$ до $120 - 140^\circ$) по сравнению с зубофрезерованием.

Управление остаточными напряжениями 1-го рода в поверхности зубьев при шевинговании может быть осуществлено примерно с одинаковой эффективностью как за счет изменения условий выполнения данной операции, так и за счет изменения условий выполнения предшествующей операции (зубофрезерования) ($A = 42,0 - 55,0\%$, $B = 45,0 - 58,0\%$).

Остаточные напряжения второго рода σ_2 в поверхностном слое зубьев цилиндрических шестерен

Установлено, что для всех рассмотренных материалов цилиндрических зубчатых колес при шевинговании существует тесная взаимосвязь значений σ_2 с их исходными величинами ($r_{xy} = 0,80 - 0,88$), т.е. имеет место явление технологической наследственности при формировании значений σ_2 после шевингования. При этом происходит некоторое уменьшение исходных значений σ_2 ($V = 1,25 - 1,74$).

Управление значениями σ_2 после шевингования может быть осуществлено в основном за счет оптимизации исходных значений σ_2 ($A = 23,0 - 36,0\%$, $B = 64,0 - 77,0\%$).

Выводы

1. Установлено наличие технологического наследования значений параметров качества поверхности зубьев цилиндрических шестерен R_a , H_v , σ_1 , σ_2 при их шевинговании, которое может быть описано полиномом первой степени. Это открывает возможности оптимизации требований к исходным значениям указанных параметров и повышения надежности процесса шевингования с точки зрения обеспечения требуемого качества поверхности зубьев.

2. Процесс шевингования позволяет уменьшить исходные значения R_a в 1,7 – 2,5 раза, H_v – в 1,12 – 1,24 раза, σ_2 – в 1,25 – 1,74 раза, преобразует растягивающие напряжения I –го рода в поверхности зубьев в сжимающие. Все это улучшает эксплуатационные свойства шестерен.

3. Регулирование значений R_a и H_v после шевингования наиболее эффективно производить за счет совершенствования самого процесса шевингования, значений σ_2 – за счет оптимизации их исходных значений перед шевингованием, значений σ_1 – как за счет процесса шевингования, так и за счет предшествующей операции. Для всех рассмотренных параметров качества поверхностей зубьев оптимизация требований к их исходным значениям позволяет существенно (на 13 – 77%) уменьшить их дисперсию после шевингования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кане М.М., Медведев А.И., Каганер А.А. Точность и стоимость цилиндрических зубчатых колес // Теория и практика машиностроения, №2. –Мн.: Технопринт, 2004.
2. Райбман Н.С. Корреляционные методы определения характеристик сложных взаимосвязанных комплексов. «Приборостроение и средства автоматики». Справочник, т.1. Под общ. ред. А.Н. Гаврилова. –М.: Машгиз, 1963.

УДК 621.923

Кривко Г.П.

ВЛИЯНИЕ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ НА СТРУКТУРУ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОДШИПНИКОВ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Материальные затраты на изготовление деталей машин составляют основную часть всех затрат на производство любой сборочной единицы. Оптимальный метод получения заготовки определяется на основании подробного анализа материала детали, ее назначения, серийности выпуска. Снижение металлоемкости заготовки и, соответственно, материальных затрат по всей цепочке технологических процессов механической обработки деталей является одной из важнейших задач для каждого машиностроительного предприятия Республики Беларусь.

Рассмотрены, на примере технологических процессов обработки деталей подшипников, особенности влияния методов изготовления заготовок на структуру данных процессов.

Например, при изготовлении деталей подшипников, средний коэффициент использования материала составляет $\approx 45 - 50\%$. На рис. 1 показаны примеры построения технологического процесса обработки колец карданных 807704 в поточном производстве и на автоматической линии. В обоих случаях исходной заготовкой является пруток, но в первом случае размер части прутка на одну заготовку составляет $\varnothing 39$ мм длиной 28 мм, а во втором случае $\varnothing 34$ мм длиной 16 мм.

В поточном производстве форма кольца получается при токарной обработке с большими потерями металла. При использовании автоматической линии кольца получают методом холодного выдавливания из штучных заготовок, что дает увеличение коэффициента использования металла за счет уменьшения напуска и снижения припуска на токарных операциях.

После протягивания паза и термической обработки кольца на обеих линиях шлифуют на бесцентрово-шлифовальных станках. На автоматической линии объединены две операции – производится одновременное шлифование доньшка и внутреннего диаметра, что позволяет значительно снизить энергозатраты по сравнению с поточным производством. Внедрение нового технологического процесса позволило получить значительную экономию.

На рис. 2 показаны примеры построения эскизных технологических процессов обработки тел качения радиальных роликовых двухрядных подшипников качения с использованием различных методов получения заготовок. Данные процессы были построены на основании исследования пооперационного копирования геометрических параметров обрабатываемых поверхностей. Здесь представлены действующий, переходной и перспективный технологические процессы обработки роликов роликовых сферических подшипников с использованием в них двух методов получения заготовок – токарная обработка роликов на многошпиндельных горизонтальных токарных автоматах мод. 1A265 – 6, 1A240 – 6 и др., и штамповка роликов на прессах VRW 25 – 100 (Швейцария). Как показало исследование, штамповка обеспечивает продольное расположение волокон в заготовке.

На рис. 3 показаны примеры построения эскизных технологических процессов обработки наружных колец радиальных роликовых двухрядных подшипников с использованием различных методов получения заготовок.

1. Получение заготовок из горячекатаной трубы.

2. Получение заготовок из горячекатаного прутка с последующей штамповкой на ГКМ и раскаткой в горячем состоянии на специальном оборудовании мод. РМ – 300, РМ – 500.

3. Раскатка заготовок наружных колец в холодном состоянии из предварительно нарезанных исходных заготовок из трубы.

Исследования показали, что раскатка колец в холодном состоянии обеспечивает минимальные припуски на механическую обработку деталей, но ограничена размером колец (до 160 мм).

На рис. 4 показаны примеры построения технологических процессов обработки внутренних колец роликовых двухрядных подшипников с использованием различных методов получения заготовок.

1. Штамповка заготовок на ГКМ с последующей раскаткой в горячем состоянии на раскаточных машинах РМ – 300, РМ – 600.

2. Получение заготовок из горячекатаной трубы с последующей обработкой на одношпиндельных токарных станках.

Установлено, что в данном случае методы получения заготовок определяются размером готовых внутренних колец подшипников.

Учитывая вышесказанное, была поставлена задача исследовать изменение различных геометрических погрешностей, возникающих на операциях по ходу технологического процесса изготовления наружного кольца роликового сферического двухрядного подшипника, изготавливаемого на ОАО «Минский подшипниковый завод». Помимо этого в задачу исследований входило установление возможности использования на операциях оконча-

тельного шлифования поверхностей деталей подшипника автоматизированного статистического контроля.

Наружное кольцо роликового двухрядного сферического подшипника проходит токарную обработку на автомате модели СБ – 407. Скорость резания составляет $V_{рез.} = 100 - 150$ м/мин. При точении поверхностей подшипника используется охлаждающая жидкость (эмульсия). Затем происходит закалка до твердости HRC, 61...63 по установленной на заводе технологии. После закалки торцовые поверхности подвергаются окончательному шлифованию одновременно двумя шлифовальными кругами ПП 750×100×25 24A16CM2Б на станке мод. 3344АЕ. Скорость вращения кругов $V_k = 25$ м/с. Наружная цилиндрическая поверхность после закалки обрабатывается на предварительной и окончательной операциях методом бесцентрового шлифования «напроход» на станке мод. SASL 400×500. При предварительном шлифовании используются шлифовальный круг ПП 800×500×400 14A40HM35K8, ведущий – ПВО 400×600×203 14A16ТВ. Скорость вращения шлифовальных кругов $V_k = 35$ м/с. Частота вращения ведущего круга на предварительном шлифовании $n = 28$ об/мин, на окончательном – $n = 23$ об/мин. Внутренняя сферическая поверхность проходит предварительное и окончательное шлифование на сферошлифовальном полуавтомате мод. Л3265. На предварительном шлифовании применяется шлифовальный круг ЧЦ 150×43×75 14A25CM2Б, на окончательном – ЧЦ 150×48×75 24A12CM1Б. Скорость вращения кругов $V_k = 36$ м/с. Скорость вращения деталей $V_d = 65$ м/мин. При шлифовании поверхностей колец подшипника применялась охлаждающая жидкость следующего состава: кальцинированная сода (0,55 – 0,65%); тринатрийфосфат (0,2 – 0,3%); нитрат натрия (0,2 – 0,3%); эмульсол – 3%; механическая примесь – 0,03 мас%; вода – остальное.

Перед началом эксперимента все образцы были пронумерованы. Измерялись по 5 колец из 20 выборок I и II партии. На токарной операции измерялись: непостоянство ширины кольца, наружный диаметр кольца, диаметр сферы и радиальное биение; на торцешлифовальной операции – непостоянство высоты; на бесцентрово-шлифовальных операциях – непостоянство диаметра, средняя конусность и огранка наружного диаметра; на внутренних-шлифовальных операциях – радиальное биение, непостоянство диаметра, отклонение диагонали и положение сферы.

Измерение непостоянства ширины производилось на приборе типа В-98Р, непостоянства средней конусности и огранки наружного диаметра – на приборе Д313М; радиального биения, непостоянства диаметра, отклонения диагонали и положение сферы – на приборе УД-28М. Все использовавшиеся для измерений приборы конструкции ОАО «МПЗ».

Результаты пооперационного изменения геометрических погрешностей поверхностей I и II партии наружного кольца роликового двухрядного сферического подшипника отображены на рис. 5, 6, 7.

Анализ графических зависимостей, представленных на рис. 5, позволяет сделать вывод, что исходная величина непостоянства ширины, полученная после токарной обработки, оказывает влияние на операцию окончательного шлифования торцев, а именно большему исходному отклонению соответствует и большее отклонение на последней операции. Это свидетельствует о том, что происходит частичное копирование исходных погрешностей, вследствие того, что на операции окончательного шлифования жесткости системы СПИД недостаточно для полного устранения неравенства значений непостоянства ширины I и II партии колец подшипников.

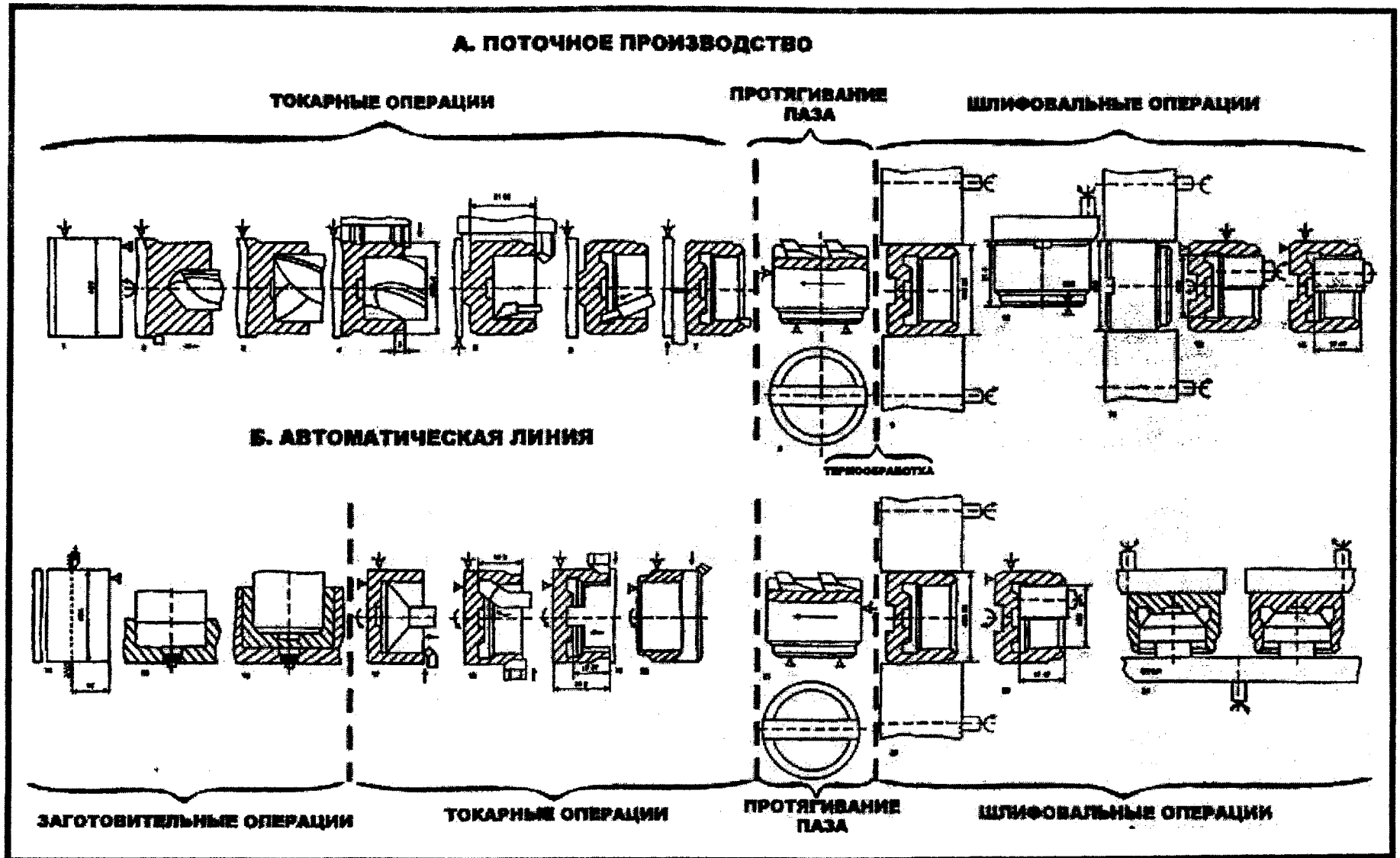


Рисунок 1-Схемы технологических процессов обработки колец карданных подшипников

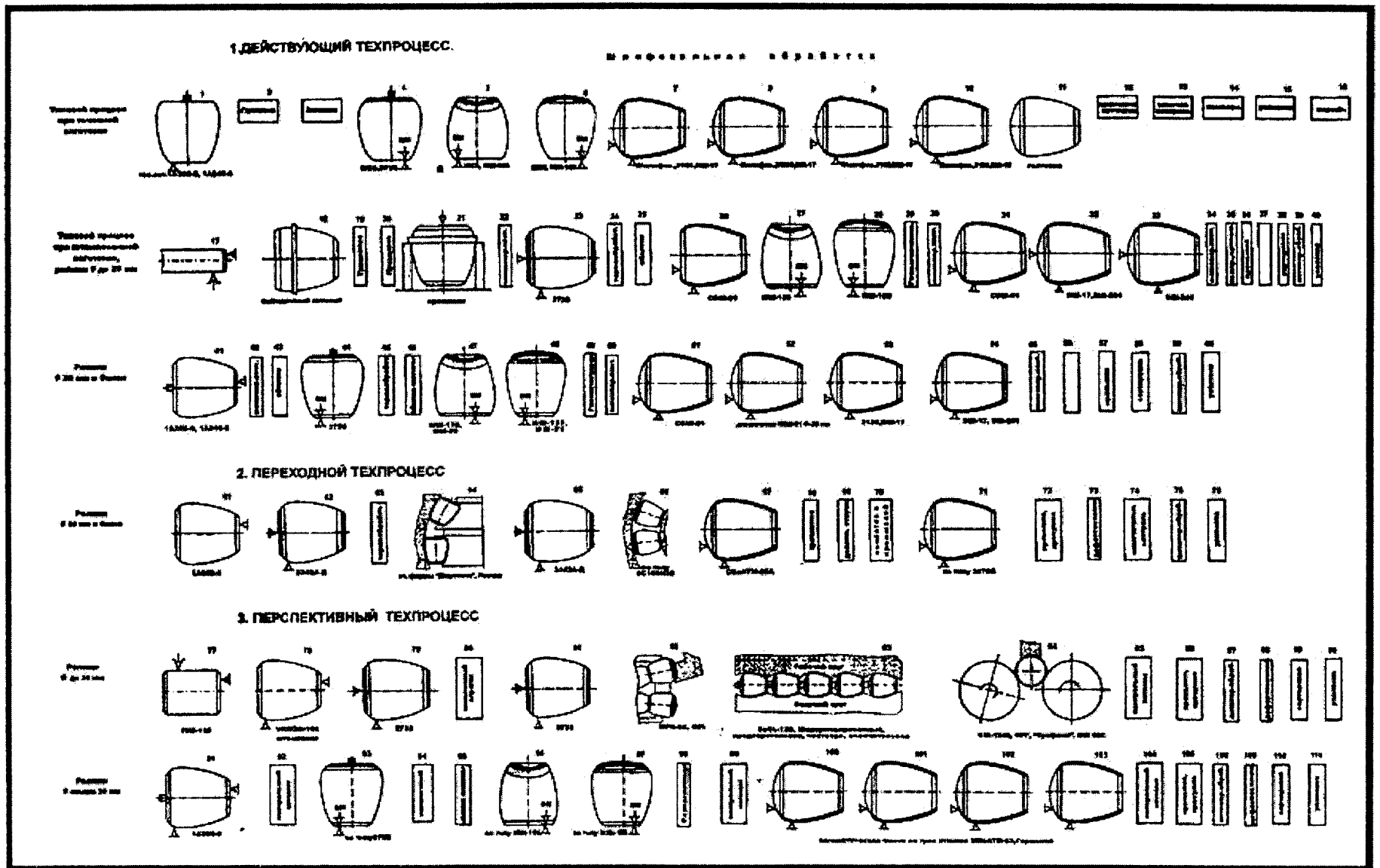


Рисунок 2 - Схемы технологических процессов обработки роликов роликовых сферических подшипников

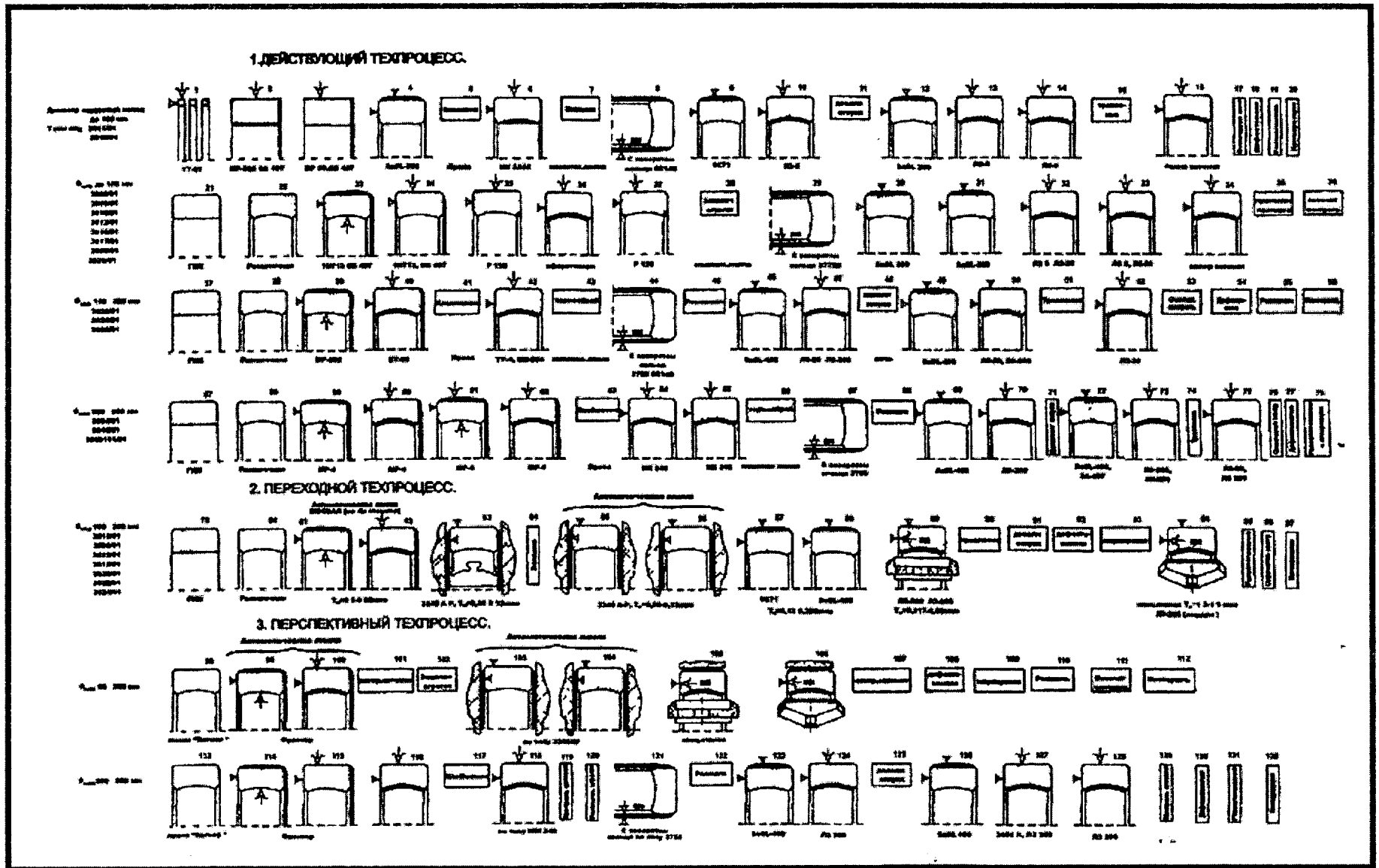


Рисунок 3 - Схемы технологических процессов обработки наружных колец роликовых сферических двухрядных подшипников

Графические зависимости, изображенные на рис. 6, 7, свидетельствуют о том, что исходные величины непостоянства наружного диаметра и диаметра сферы, полученные после токарной обработки, оказывают наибольшее влияние на операцию предварительного шлифования поверхностей. На отклонениях, возникающих после окончательного шлифования, они сказываются значительно меньше. Это объясняется тем, что влияние технологической наследственности, уменьшаясь, проявляется до тех пор, пока геометрические погрешности остаются довольно большими. Как только они станут достаточно малыми, упругая система СПИД перестает реагировать на них. На операции окончательного шлифования поверхностей исследуемые погрешности достигают наименьших значений, которые невозможно уменьшить без изменения условий обработки на данной операции.

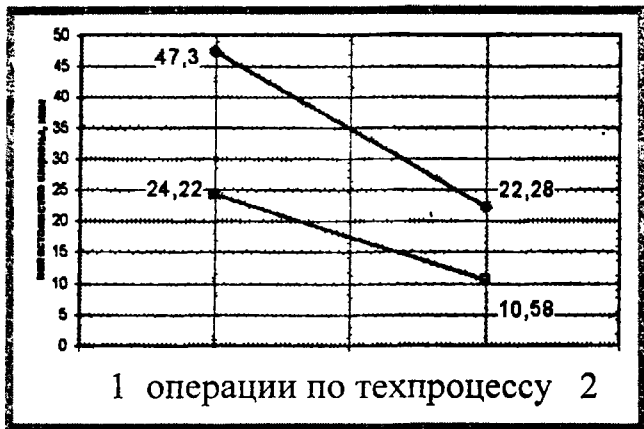


Рисунок 5 - Пооперационное изменение непостоянства ширины

С целью определения возможности использования автоматизированного статистического контроля геометрических показателей качества обработанной поверхности была проведена проверка гипотезы о том, что совокупность измеренных геометрических погрешностей подчиняется закону нормального распределения. Проверка гипотезы о виде функции распределения осуществлялась с помощью универсального критерия согласия χ^2 Пирсона.

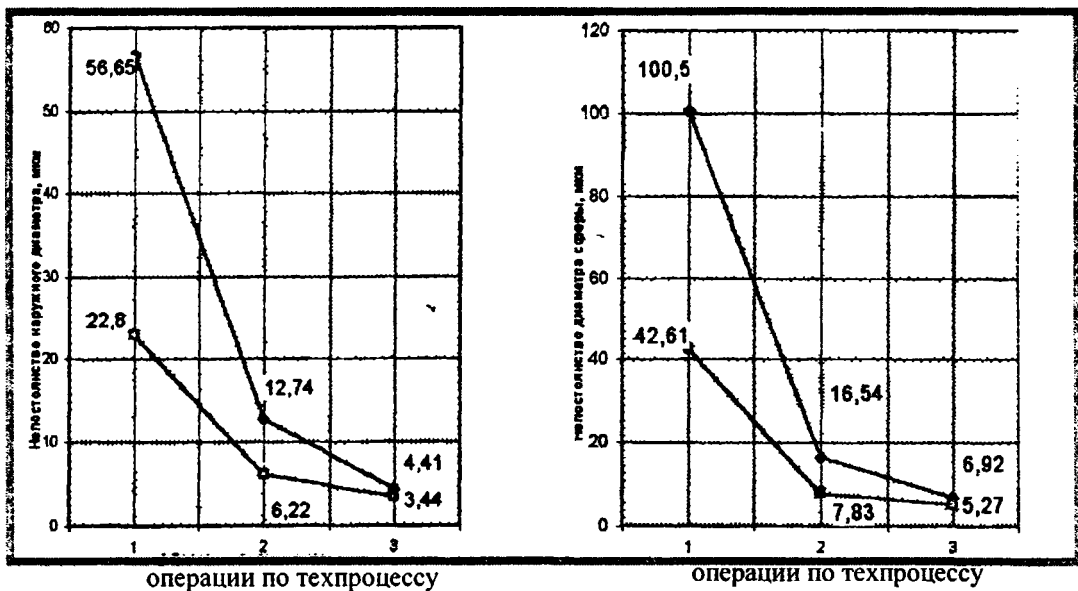


Рисунок 6. Пооперационные изменения непостоянства наружного диаметра

Рисунок 7. Пооперационное изменение непостоянства диаметра сферы

Принятому уровню значимости $q = 0,05$ соответствуют критические значения случайной величины параметра $q_{кр. \chi^2}$ - распределения с $k = z - P - 1$ степенями свободы, где z - число определяемых заранее неизвестных параметров гипотетического распределения (здесь $P = 2$). Результаты представлены в таблице 1.

Анализ данных, представленных в табл. 1, позволяет утверждать, что значение случайных величин q попадает в критическую область, то есть

$$q > q_{кр} = \chi^2, \text{ при } k = z - P - 1.$$

Значит гипотеза о законе нормального распределения случайных величин геометрических погрешностей противоречит наблюдениям и должна быть отвергнута. Следовательно использование автоматизированного статистического контроля на операциях окончательного шлифования поверхностей наружного кольца двухрядного сферического подшипника исключается. Для достижения

оптимальных параметров геометрических погрешностей и, как следствие, улучшения эксплуатационных качеств подшипника рекомендуется применять средства автоматического контроля.

Таблица 1. Результаты проверки гипотезы по критерию Пирсона

Операция	Контролируемый параметр	№ партии	Рассчитанное значение $q = \chi^2$	Степень свободы	Критическое значение $q_{кр.}$
Торце-шлифовальная	Непостоянство ширины	первая	13,04	4	9,49
		вторая	12,69	4	9,49
Бесцентрово-шлифовальная	Непостоянство диаметра	первая	13,63	3	7,82
		вторая	14,86	3	7,82
	Средняя конусность	первая	68,41	3	7,82
		вторая	43,05	4	9,49
	Огранка	первая	9,41	3	7,82
		вторая	8,23	3	7,82
Внутри-шлифовальная	Непостоянство диаметра	первая	20,38	4	9,49
		вторая	27,51	4	9,49
	Отклонение диагонали	первая	23,54	3	7,82
		вторая	18,58	2	5,99
	Положение сферы	первая	12,42	3	7,82
		вторая	15,77	3	7,82
	Радиальное биение	первая	53,22	4	9,49
		вторая	44,91	2	5,99

ЛИТЕРАТУРА

1. Г.П.Кривко. Основы совершенствования способов и технологических процессов механической обработки деталей подшипников. –Мн.: Технопринт, 2001. –219 с. 2. Статистические методы в инженерных исследованиях: Учебн. пособие. Под общ. ред. Г.К. Круга. –М.: Высшая школа, 1983. –216 с. 3. Шторм Р. Теория вероятностей. Математическая статистика. Контроль качества. –М.: Мир, 1970. –261 с. 4. Ящерицын П.И., Рыжков Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. –Мн.: Наука и техника, 1977. –256 с. 5. Ящерицын П.И. Технологическая наследственность и эксплуатационные свойства шлифованных поверхностей. –Мн.: Наука и техника, 1971. –233 с.

УДК 621.923

Кривко Г.П., Черей Д.А.

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА СУПЕРФИНИШИРОВАНИЯ БОЧКООБРАЗНЫХ РОЛИКОВ ДВУХРЯДНЫХ РОЛИКОВЫХ СФЕРИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Общая долговечность подшипников качения в значительной степени зависит от шероховатости рабочих поверхностей его деталей. По данным ВНИПП снижение шероховатости рабочих поверхностей шариковых п/ш с 0,32 до 0,08 повышает его долговечность в 2,4 раза. В результате совместных работ, проведенных ЕкатеринбургНИПТИМАШем и «Уральским подшипниковым заводом» по усовершенствованию технологии обработки роликов и колец сферических двухрядных подшипников за счет снижения шероховатости рабочих поверхностей с $R_a 0,63$ до $Ra 0,04$, получено повышение долговечности подшипников типа 3614 при стендовых испытаниях в 3,5 раза (771 час вместо 216-230 часов).

В настоящее время всеобщее признание получила идея о существовании оптимальной шероховатости, определяемой конструктивно-эксплуатационными показателями работы пары трущихся поверхностей. Для подшипников качения оптимальным является $R_a 0,16...0,02$. Как правило, в массовом производстве шлифование устойчиво обеспечивает $R_a 0,63...0,32$, поэтому изыскание методов финишной обработки для последующего снижения шероховатости имеет в подшипниковой промышленности очень важное значение. В этом плане наибольший интерес представляет суперфиниширование.

При суперфинишировании значительно уменьшаются шероховатость (до $R_a 0,16...0,02$), волнистость (менее 0,1 мкм) и огранка (менее 1 мкм) обрабатываемой поверхности. При суперфинишировании также могут быть несколько уменьшены отклонения от правильной геометрической формы детали: овальность, конусность, бочкообразность, седлообразность. Существенное исправление этих погрешностей при суперфинишировании затруднено вследствие упругого характера прижима бруска к обрабатываемой детали. После суперфиниширования в поверхностном слое металла образуются остаточные напряжения сжатия, что способствует повышению износостойкости деталей.

Исследуем кривизну бочкообразной поверхности ролика двухрядного сферического подшипника (рис. 1).

В любом поперечном сечении ролика, удаленном от плоскости наибольшего диаметра на расстояние x_i (рис. 2) уменьшение его радиуса составляет величину:

$$\Delta y_{обр} = R_{обр}(1 - \cos \alpha_i), \quad (1)$$

где $R_{обр}$ – радиус образующей.

$$\alpha_i = \arcsin \frac{x_i}{R_0}.$$

Радиус сечения соответственно составит:

$$R_i = \frac{D_0}{2} - \Delta y_{обр}. \quad (2)$$

В результате расчета по (1) и (2) при $x_i = 0, 3, 6, 9, 12, 15, 18$ мм получаем следующие величины R_i (табл. 1).

Таблица 1. Результаты расчета радиуса ролика и его уменьшение в зависимости от расстояния до диаметральной плоскости

	Номера поперечных сечений						
	0	1	2	3	4	5	6
x_i , мм	0	3	6	9	12	15	18
$\Delta y_{обр}$, мм	0	0,038	0,150	0,337	0,600	0,939	1,354
R_i , мм	17,5	17,462	17,350	17,163	16,900	16,561	16,146

Приращение координат $\Delta y_{сеч}$. Точек в продольных сечениях I, II, ...V относительно сечения 0-0 составит:

$$\Delta y_{сеч.} = R_i(1 - \cos \beta_i), \quad (3)$$

где $\beta_i = \arcsin \frac{z_k}{R_i}$,

z_k – расстояние до диаметральной плоскости.

Координата y_i в принятой системе координат для любой точки составит:

$$y_i = \Delta y_{обр} + \Delta y_{сеч.} \quad (4)$$

Результаты расчета координат по (1, 3, 4) представлены в табл. 2.

Таблица 2. Значение координаты y_i в соответствующих сечениях

	Номера поперечных сечений							
	0	1	2	3	4	5	6	
Номера продольных сечений	0	0	0,0375	0,150	0,337	0,6	0,939	1,3540
I	0,1146	0,1524	0,2656	0,4540	0,7187	1,0602	1,4783	
II	0,4632	0,5018	0,6158	0,8095	1,0802	1,4293	1,8573	
III	1,0607	1,1006	1,2205	1,4099	1,7010	2,0641	2,5102	
IV	1,9356	1,9778	2,1045	2,3155	2,6134	2,9994	3,4752	
V	3,1386	3,1836	3,3217	3,5512	3,8761	4,2990	4,8235	

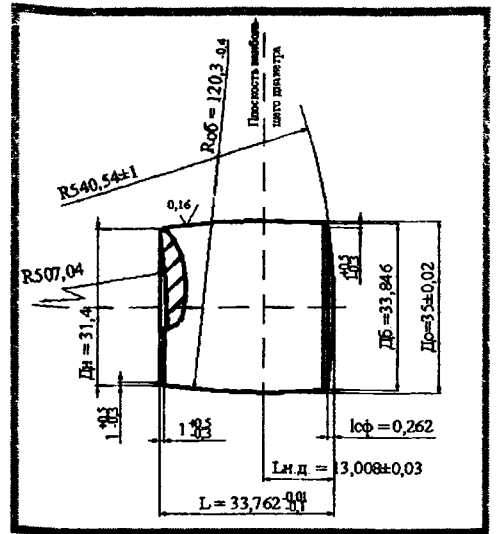


Рисунок 1. Ролик 73727

В продольном сечении 0–0 радиус образующей равен (согласно чертежа) $R_{обр} = 120,3$ мм. Радиусы кривизны поверхности в продольных сечениях I, II ... V определяются из уравнений аналитической геометрии по известным координатам точек (табл. 2) или по приближенной формуле, дающей погрешность менее 1%:

$$R_n = \frac{x_i^2 + \Delta y^2}{\Delta y}, \quad (5)$$

где Δy – стрелка хорды рассматриваемой точки в соответствующем сечении 0–V.

Результаты расчета усредненных радиусов кривизны поверхности в различных продольных сечениях представлены на рис. 2, откуда следует, что по мере удаления от диаметральной плоскости радиус кривизны значительно уменьшается. Кроме этого, его величина не является постоянной по профилю (к концам ролика кривизна увеличивается). Из этого следует, что теоретически невозможно обеспечить кинематически правильное формообразование бочкообразной поверхности суперфинишированием, т.к. каждое продольное и поперечное сечение имеет свою кривизну. Это приводит к тому, что резание протекает по контактным линиям, изменяющим свое место на поверхности резания за каждый двойной ход бруска.

Положительное свойство контактных площадок в том, что осуществляется прерывистое резание, а это явление приводит к уменьшению температуры в зоне обработки.

Вследствие переменной кривизны бочкообразного ролика вдоль его оси, он подвергается абразивному воздействию сечениями бруска, кривизна которых не соответствует кривизне ролика. Для описания этих явлений примем ширину бруска $h_6 = 16$ мм, а величину амплитуды колебания $2A = 3$ мм.

Предположим, что при крайнем правом положении бруска, он приработался полностью по всей поверхности ролика. После перемещения бруска влево на величину амплитуды $2A = 3$ мм (при неизнашиваемом бруске) произойдет контактирование следующих сечений ролика и бруска (рис. 3).

Данные о характере контакта сечений ролика и бруска сведем в табл. 3.

Таблица 3. Величина зазора в различных сечениях контакта ролика и бруска

Положение сечения x , мм	-12	0	15
Радиус ролика, мм	16,900	17,500	16,561
Радиус кривизны сечения бруска, мм	17,163	17,462	16,146
Зазор Δ , мм	0,036	0,005	0,056

При принятых выше условиях величина зазора составляет:

$$\Delta_1 = 0,036 \text{ мм}, \Delta_2 = 0,005 \text{ мм}, \Delta_3 = 0,056 \text{ мм}.$$

С учетом упругих деформаций и износа бруска в действительности контактирование происходит не в точках, а по линиям.

Величина контактных деформаций бруска может быть ориентировочно оценена по величине давления на брусок и его упругим свойствам – модулю упругости. Замер модуля упругости, произведенный по известным формулам сопротивления материалов по величине деформации бруска длиной 150 мм, сечением 13x13 мм, характеристик К36М10СМ1К при изгибе и сжатии дали его значение $(3,0 - 3,5) \times 10^4$ кг/см².

При сжатии модуль упругости определяется по формуле:

$$E = \frac{Pl}{F \cdot \Delta l},$$

а при изгибе бруска по схеме двухопорной балки:

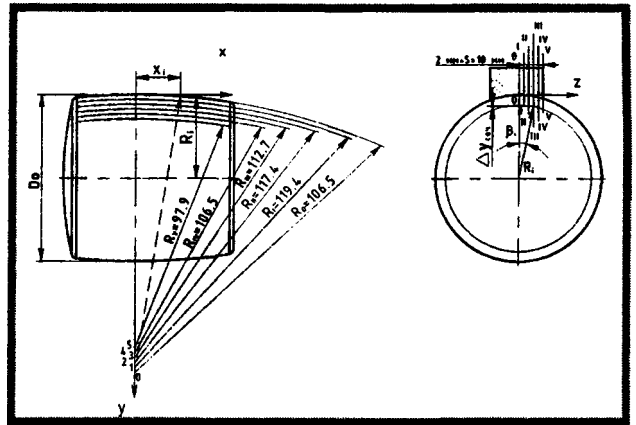


Рисунок 2. Кривизна поверхности бочкообразного ролика в различных продольных сечениях бруска

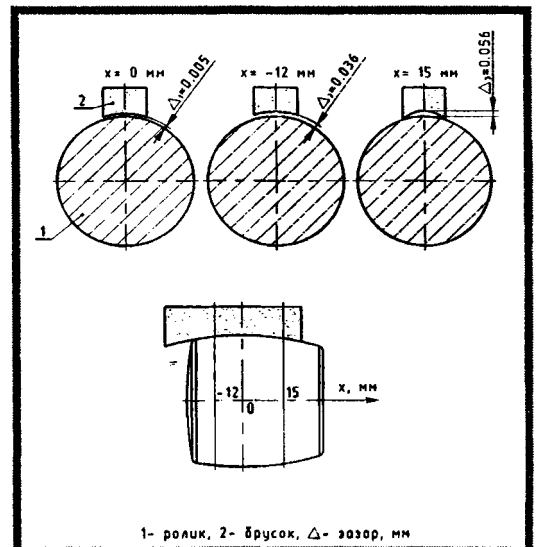


Рисунок 3. Теоретическая форма зоны контакта бруска с роликом в различных сечениях при его крайнем левом положении

$$E = \frac{Pl \cdot \rho}{4I},$$

где P – приложенная нагрузка, кг;
 l – длина деформируемого участка бруска, см;
 F – площадь сечения бруска, см²;
 Δl – удлинение (при сжатии) или прогиб (при изгибе) бруска;
 I – Осевой момент инерции сечения бруска, см²;
 ρ – радиус кривизны изогнутой балки (бруска), см.

$$\rho \approx \frac{(\Delta l)^2 + \frac{l^2}{4}}{2\Delta l}.$$

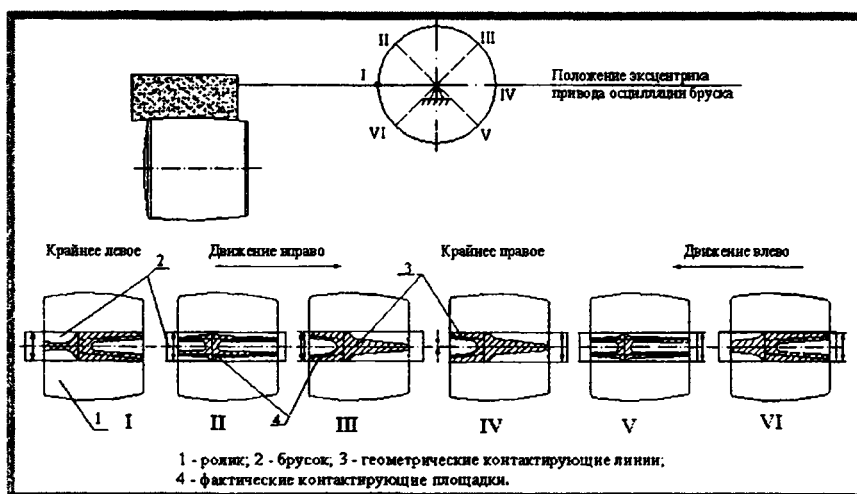
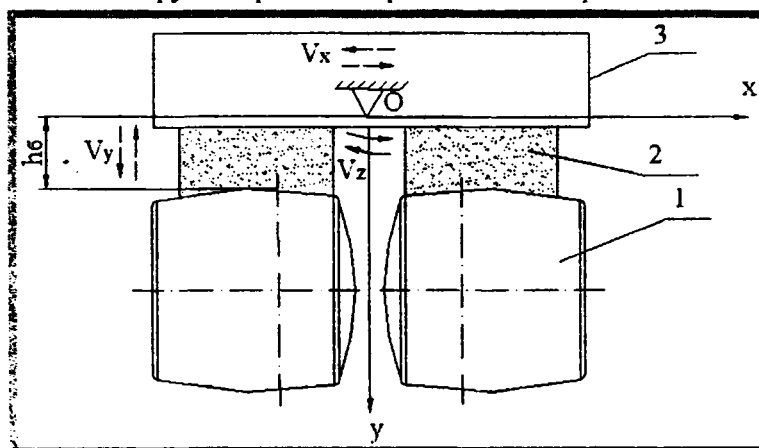


Рисунок 4. Форма линий (площадок) контакта бруска с бочкообразным роликом

Среднее давление бруска на обрабатываемую поверхность составляет 3-7 кг/см². В условиях обработки бочкообразной поверхности мгновенные ее значения по площадкам контакта в несколько раз превышают среднюю величину, поэтому величина упругих деформаций бруска на контактной поверхности может быть оценена величиной 0,002-0,010 мм.

Величина износа за один двойной ход бруска составляет менее 0,001 мм.

С учетом упругих деформаций и износа бруска мгновенное его контактирование с роликом происходит не по контактными линиями, а по площадкам. Причем, непрерывное контактирование происходит только в зоне плоскости наибольшего диаметра, здесь наиболее стабильные условия резания и следует ожидать наибольшего съема припуска. Качественная картина изменения мгновенных контактных площадок бруска с роликом представлена на рис. 4.



1 – ролик; 2 – брусок; 3 – державка.

Рисунок 5. Схема движения шарнирно закрепленного бруска при обработке бочкообразного ролика.

При этом геометрические контактные линии, полученные без учета упругих деформаций и износа бруска, представляют собой зоны расположения максимальных удельных давлений.

При движении осцилляции брусок совершает качательное движение относительно оси, совпадающей с центром кривизны образующей. Для схемы суперфиниширования с шарнирно закрепленным бруском это движение получается как сумма трех движений (рис. 5):

1. Прямолинейное принудительное перемещение шарнира в пределах $2A=3$ мм по оси x от механизма осцилляции со скоростью:

$$V_x \approx A\omega_\varphi \cos\varphi.$$

2. Прямолинейное движение шарнира по оси y вследствие криволинейной образующей, обеспечиваемое упругим поджимом бруска к ролику (гидравликой или пружиной). Однако для ролика с образующей радиуса 120,3 мм при амплитуде 3 мм величина перемещения по оси y при горизонтальном расположении хорды АВ составляет порядка 0,01 мм. Поэтому перемещение шарнира по оси y для этих условий можно опустить.

3. Вращательное (качательное) движение бруска относительно оси шарнира с угловой скоростью ω_z . Из теоретической механики известно, что угловая скорость вращательного движения твердого тела в плоско-параллельном движении не зависит от выбранного полюса приведения (оси вращения). Поэтому угловая скорость бруска при движении вокруг оси O равна той скорости, которую он совершает относительно центра кривизны образующей ролика O_p , которая определяется зависимостью:

$$\omega_{o_p} = \omega_o = \frac{V_x}{R_0 + h_a} = \frac{A\omega_\varphi \cos\varphi}{R_0 + h_a},$$

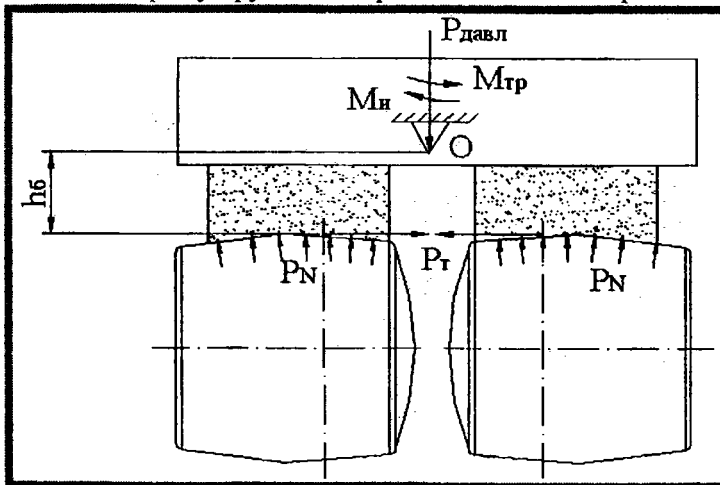
где h_6 – расстояние от образующей ролика до оси качания бруска, приблизительно равное высоте бруска $h_6 = 10-40$ мм;

ω_φ – угловая скорость вала привода механизма осцилляции.

Приняв $h_6 = 40$ мм, $R_0 = 120,3$ мм, $A = 1,5$ мм, получим:

$$\omega_{o_p} = \omega_o = \frac{0,0015 \cdot \omega_\varphi \cos\varphi}{0,1203} = 0,0125\omega_\varphi \cdot \cos\varphi.$$

Вращательное движение бруска относительно оси O приводит к неравномерному его давлению на обрабатываемую поверхность и может служить причиной неравномерного съема припуска по образующей или даже отрыву бруска от обрабатываемой поверхности.



$P_{\text{давл}}$ – усилие прижима бруска;

$M_{\text{тр}}$ – момент трения в цапфе;

$M_{\text{и}}$ – момент сил инерции;

P_N – рассредоточенная реакция ролика;

P_T – суммарная осевая сила резания.

Рисунок 6. Схема действия сил на шарнирно закрепленный брусок.

Уравнение движения бруска относительно оси O (рис. 6) запишется:

$$(I_{\text{бр}} + I_{\text{д}})\varepsilon + M_{\text{тр}} + M_N + M_T = 0, \quad (6)$$

где $I_{бр} + I_{д}$ – момент инерции бруска и державки относительно оси качания;
 ε – угловое ускорение бруска с державкой;
 $M_{тр}$ – момент трения в цапфе (шарнире);
 M_N – момент от действия реакций (распределенного давления) ролика на брусок;
 M_T – момент от действия осевой силы трения.
 При массе державки $m_d = 0,2$ кг, массе бруска $m_{бр} = 0,05$ кг по конструктивному исполнению момент инерции составит:

$$I = I_{ax} + I_{\delta} \approx 0,54 \cdot 10^{-4} + 0,31 \cdot 10^{-4} \approx 0,85 \cdot 10^{-4} \text{ кгм}^2.$$

Угловое ускорение бруска с державкой определяется по формуле:

$$\varepsilon = \frac{d\omega_0}{dt} = -0,0125\omega_0^2 \cdot \text{Sin}\varphi.$$

Приняв угловую скорость вала механизма осцилляции $n = 1000$ об/мин получим:

$$\omega_{\varphi} = \frac{2\pi n}{60} = \frac{6,28 \cdot 1000}{60} = 104,6 \text{ рад/с},$$

$$\varepsilon_{max} = -0,0125 \cdot 104,6^2 = 136 \text{ рад/с}^2.$$

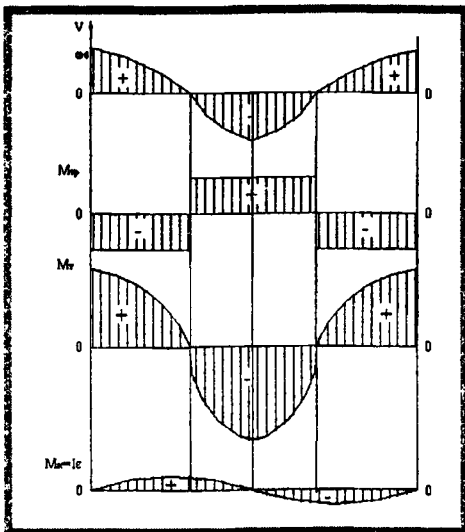


Рисунок 7.

Уравнение 6 позволяет решить задачу о характере распределения давления вдоль образующей ролика (при некотором допущении о ее характере).

На рис. 7 представлены графики изменения крутящих моментов, действующих на шарнирно закрепленный брусок за двойной его ход.

Момент трения в шаровой цапфе принят 0,5-1,0 Н·м (исходя из конструкции державки).

Момент от осевой силы резания:

$$M_T = P_T \cdot h_6.$$

Так как максимальная скорость осцилляции одного порядка со скоростью вращения детали, то можно допустить, что $P_T = 0,5 \cdot P_N$, где 0,5 – коэффициент трения (резания) при суперфинишировании.

Для ролика 73727 площадь бруска $F = 6 \text{ см}^2$, тогда при давлении $P = 20-40 \text{ Н/см}^2$, получим:

$$P_{T \max} = 0,5 \cdot 6 \cdot 30 = 90 \text{ Н},$$

а характер изменения P_T соответствует скорости колеба-

тельного движения.

Принимая высоту бруска $h_6 = 1-4$ см, получаем:

$$M_T = 0,9-3,6 \text{ Н·м}.$$

Максимальный момент инерции:

$$M_{и \max} = I \cdot \varepsilon_{\max} = 0,85 \cdot 10^{-4} \cdot 136 = 1,15 \cdot 10^{-2} \text{ Н·м}.$$

В любой момент времени реакция ролика должна создавать относительно оси качания бруска крутящий момент:

$$M_N = M_{тр} - M_T - M_{и}.$$

Это может быть обеспечено только различной реакцией ролика (а значит и давлением бруска) на обоих концах ролика. Теоретический характер распределения давления на поверхность ролика при суперфинишировании шарнирно закрепленным бруском в различные периоды представлен на рис. 8.

Выводы:

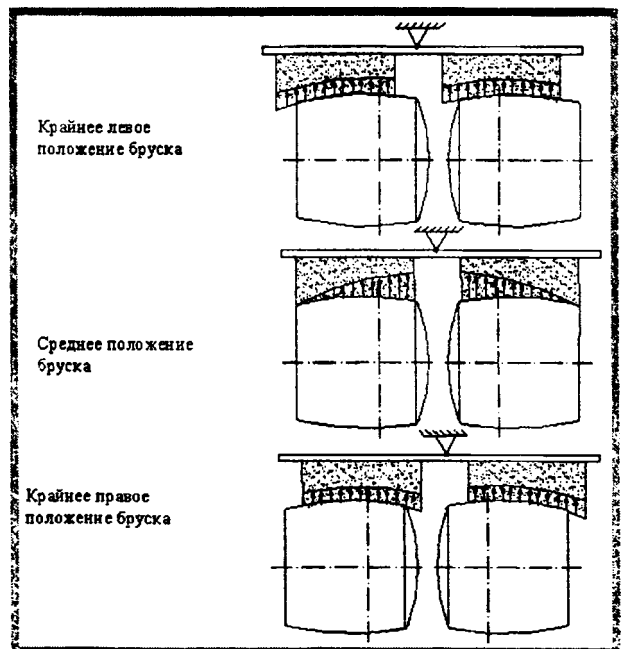


Рисунок 8.

Процесс суперфиниширования поверхностей деталей с переменным поперечным сечением носит неустойчивый характер по равномерному съему припуска. Теоретически невозможно обеспечить кинематически правильное формообразование бочкообразной поверхности ролика при суперфинишировании.

Процесс резания протекает по контактными площадкам. Положительное свойство контактных площадок, изменяющихся за каждый двойной ход бруска, в том, что осуществляется прерывистое резание, приводящее к уменьшению температуры резания в зоне обработки

При суперфинишировании шарнирно-закрепленным бруском дополнительное влияние на неравномерность давления вдоль образующей оказывает момент трения $M_{тр}$ в цапфе поворота и момент M_T от действия осевой силы резания. Момент сил инерции на порядок – два меньше этих величин и не может оказать заметного влияния на характер давления. $M_{тр}$ и M_T действуют в противоположных направлениях, поэтому регулируя $M_{тр}$ и подбирая высоту бруска, можно частично обеспечить их взаимную компенсацию.

ЛИТЕРАТУРА

1. Билик Ш.М., Ройтерштейн Э.Х., Голев А.А. «Микродоводка внутренних и наружных поверхностей сложного профиля», «Вестник машиностроения», №4, 1970. 2. Зыков Е.И., Китаев В.И., Кулин Л.Г. Студенский Е.И. «Повышение надежности и долговечности роликоподшипников», «Машиностроение», 1969. 3. Кривко Г.П. Основы совершенствования способов и технологических процессов механической обработки деталей подшипников. - Мн.: УП «Технопринт», 2001.-220с. 4. Патент 5473 ВУ. МПК: В 24В 5/37, 35/00. Способ финишной групповой обработки рабочих поверхностей бочкообразных несимметрических роликов и устройство для его осуществления/ Кривко Г.П., Филонов И.П., Пенза В.Н. и др.– №19981151; Заявлено 22.12.1998; Опубликовано /Афіцыйны бюлетэнь. Дзярж. пат. ведамства Рэсп. Беларусь – 2003. – №3. – 4с.

УДК 621.833.1

Благодарный В.М., Джачовский Ф.

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МЕЛКОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

*Барановичский государственный университет, Барановичи, Белоруссия
Фирма «Регада», Прешов, Словакия*

Volts articles representation productive technology mode of production toothed wheel little modulus, rest myself in cooling sheeting semi-product and consecutive magneto-abrasive machined for cancel beard.

Введение

Мелкомодульные зубчатые передачи широко применяются в различных механизмах: сумматорах, счетчиках, измерителях скоростей, давления, сил, в приводах вентилях и других механизмах [1]. Поэтому изготавливается их большое множество, причем различных типоразмеров и конструкций. Для нарезания зубчатых колес применяются известные методы: зубофрезерование, зубодолбление, зубострогание, и в качестве отделочных: зубошлефование, зубошлифование. Эти методы требуют специального оборудования, высококвалифицированных специалистов, много труда и времени. Поэтому проблема повышения производительности изготовления мелкомодульных зубчатых колес является важной и актуальной.

1. Технология изготовления мелкомодульных зубчатых колес

Для мелкомодульных зубчатых колес применяются различные стали (Ст.45, 35, 20Х, 40Х, 20Х13, 38Х2МЮА и др.), бронзы (Бр КМц3-1Т, БрАЖМц10-3, БрАЖ9-4, БрОФ6,5-0,15 и др.), латуни (ЛА67-2,5, ЛАЖМц66-6-3-2 и др.), сплавы (В95, МЛ6 пластмассы. Процесс изготовления зубчатых колес содержит следующие операции: Заготовительная (штамповка или разрезка прутка), сверление и растачивание внутреннего отверстия, токарная наружных поверхностей (черновая), токарная или фрезерная (подрезка торцев), токарная наружных поверхностей (чистовая), зубофрезерование, термообработка (поверхностная), зубошлифование, плоскошлифовальная (торцев), сверление отверстия и нарезание резьбы в ступице колеса, сверление и растачивание отверстия под штифт в ступице колеса.

Если требуется изготовить колесо повышенной износостойкости, то в качестве термообработки применяется азотирование и в качестве стали используется азотируемые стали, например сталь 38ХМЮА. В этом случае зубошлифование не используется, так как азотируемый слой представляет всего лишь доли мм. При азотировании не происходит никаких деформаций колеса, поэтому перед азотированием производятся все окончательные операции с колесом (зубошевингование, снятие заусенцев).

Если к зубчатому колесу предъявлены повышенные требования по точности, а твердость рабочих поверхностей зубьев не лимитирована, то в этом случае после зубофрезерования обязательно производится зубошевингование колеса и снятие заусенцев. На этом изготовление колеса заканчивается. Обычно такие зубчатые колеса используются в точных механизмах, приводах точных устройств управления, приборах.

Очень часто мелко модульные зубчатые передачи используются в кинематических механизмах, типа счетчиков, сумматоров и других механизмов. В этом случае к мелко модульным зубчатым передачам особых требований ни по точности, ни по прочности не предъявляется. Однако и в этом случае, как правило, мелко модульные зубчатые колеса изготавливаются по схеме, в которой главной операцией является зубофрезерование. Зубофрезерование - это довольно сложная операция, требующая специального оборудования и инструмента, а также работников высокой квалификации. Более 50% стоимости зубчатого колеса приходится на зубофрезерование. Кроме того, зубофрезерование - длительный процесс, поэтому, как правило, предприятия, изготавливающие счетчики, сумматоры и другие подобные механизмы, испытывают трудности с выполнением производственной программы. Такая проблема в свое время возникла и на автомобильном заводе в Тольятти. Решена эта проблема была внедрением холодного накатывания мелко модульных зубчатых колес. Это позволило за смену на трех установках выполнять всю производственную программу завода по изготовлению мелко модульных зубчатых колес.

2. Холодное накатывание мелко модульных зубчатых колес

В 90-х годах прошлого столетия проф. Мазуровым Ю.Л. и инженером Пелехом А.И. были разработаны технология и установки для холодного накатывания мелко модульных зубчатых колес. Принцип накатывания мелко модульных зубчатых колес заключается в следующем (Рис.1). Заготовка колеса 1 в виде диска со ступицей закрепляется на оправке. Три накатника 2 вращаются и постепенно в радиальном направлении перемещаются к центру колеса. Накатники представляют собой зубчатые колеса, выполненные из более твердого материала, чем накатываемое зубчатое колесо. При вращении накатников постепенно в изготавливаемом колесе выдавливаются зубья, то есть образуются впадины. Выдавливаемый материал частично вдавливается в тело зубьев колеса, частично образует заусенцы по всему профилю зуба с обеих сторон.

Накатывание происходит при нормальной температуре, поэтому носит название «холодного».

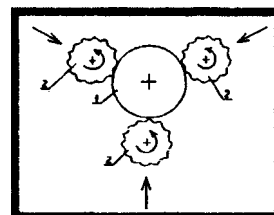


Рисунок 1 - Схема холодного накатывания мелко модульного зубчатого колеса:

1 - накатываемое колесо, 2 - накатники

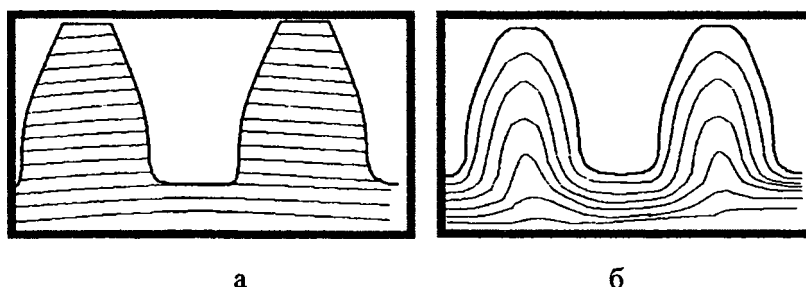


Рисунок 2 - Схема расположения слоев материала при: а - зубонарезании, б- накатывании

На рис.2 можно увидеть, что при зубонарезании слои материала прерываются и образуют на боковых поверхностях зубьев концентраторы напряжений, в результате чего разрушение зубьев наступает значительно быстрее. Более быстро происходит износ рабочих поверхностей зубьев. При накатывании срезанных слоев материала нет, поэтому нет и концентраторов напряжений. Слои материала повторяют профиль зубьев. Кроме того, как видно из рисунка (Рис.1 б), происхо-

дит уплотнение рабочих поверхностей зубьев, что приводит к повышению их прочности и износостойкости. Недостатком является образование заусенцев на торцах зубьев колеса.

Снимают заусенцы напильником или фрезерованием (шлифованием) торцев колес, если они не имеют ступиц. Однако более производительным методом является снятие заусенцев с помощью магнитно-абразивной обработки.

3. Магнитно-абразивная обработка мелко модульных зубчатых колес

Магнитно-абразивная обработка является технологическим процессом отделочных операций деталей (например, зубчатого колеса 1 на рис.3) путем воздействия на их поверхности магнитным абразивным порошком, находящимся в свободном состоянии в рабочей жидкости в кювете 2 под действием магнитного переменного поля, возникающего между двумя полюсами электромагнитов 3 (Рис.3).

В результате перемены полюсов магнитов меняется направленность магнитных линий, и абразивные зерна под действием магнитных сил прижимаются к обрабатываемой поверхности зубчатого колеса и сглаживают все микронеровности на поверхностях зубьев путем резания. При этом исходная геометрия поверхности не искажается. В результате так называемого «упругого резания» абразивными частицами отсутствуют прижоги, отпуск и цементация обработанных участков поверхности, что обычно встречается при обычном шлифовании. В незакрепленном состоянии зерна абразива более полно используют свои режущие способности, так как происходит нивелирование их рабочих кромок относительно обрабатываемой поверхности, а также переориентация и перемещение в процессе обработки [2]. Степень упругости абразивного резания поверхности регулируется изменением силы тока, подаваемого на электромагнитные катушки, то есть изменением напряженности магнитного поля в рабочей зоне. В результате многократного воздействия абразивного порошка и переманивающего действия магнитного поля, кроме снижения шероховатости поверхности, происходит еще и упрочнение тонкого поверхностного слоя за счет дробления элементов кристаллической решетки, образования мелкодисперсной структуры, снижения величины остаточных напряжений и увеличения микротвердости поверхности [3].

Механическое воздействие абразивных частиц на поверхность обрабатываемой детали при действии магнитного поля отличается от резания абразивным инструментом, прежде всего наличием магнитного поля, которое материально выступает в роли связки, однако с весьма специфическими свойствами.

В процессе МАО магнитное поле объединяет в себе функции силового источника и упругой связки, то есть оно является источником нормальных и касательных сил, действующих на абразивные частицы, тем самым, исполняя роль соответствующего звена в кинематической цепи станка. Эффективность силового воздействия абразивных частиц на поверхность иглы определяется магнитными свойствами абразивных частиц и среды, в которой они работают.

Пропорционально размерам абразивных зерен и их расположению в рабочем пространстве дифференцируются силы магнитного поля. На абразивные частицы, непосредственно контактирующие с обрабатываемой поверхностью, действуют суммарные силы, приложенные ко всему объему частиц, находящихся в рабочем пространстве между полюсами магнита.

Магнитное поле, выступающее в качестве связки при МАО, не обладает изотропностью, поэтому роль звена в кинематической цепи станка оно выполняет при условии, если соответствующая составляющая результирующего вектора магнитных сил, действующих на абразивные частицы, противоположна вектору движения.

Абразивные частицы могут занимать относительно обрабатываемой поверхности в магнитном поле различное пространственное положение. На их положение оказывает существенное влияние соседние частицы. Поэтому всю массу абразивных частиц в рабочем пространстве действия магнитного поля можно представить как постоянно меняющееся упругое тело.

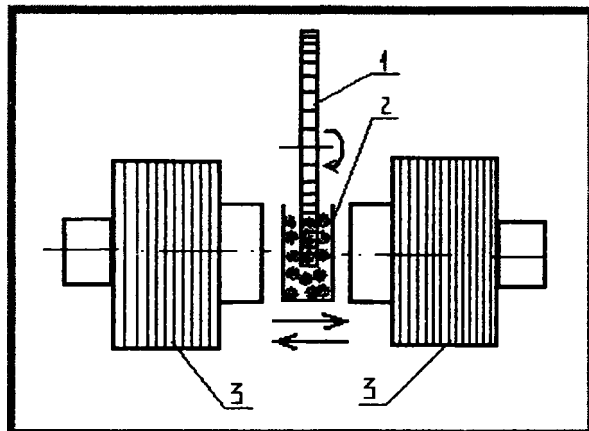


Рисунок.3- Схема магнитно-абразивной обработки мелко модульного зубчатого колеса

Исследования, проведенные рядом авторов, показали, что даже при жестком креплении абразивного зерна кинематика резания может отличаться от задаваемой станком. Там, где связкой является магнитное поле, это различие не только усугубляется изменением ориентации зерен, но может распространяться также на движение всей массы абразивных зерен как целого. Таким образом, по аналогии с жесткой кинематикой можно предположить, что при магнитно-абразивном резании кинематика движения определяется магнитным полем.

Абразивные зерна в магнито-абразивной системе не всегда могут выполнять свою функцию, т.е. обрабатывать поверхность детали.

Например, если масса абразивных частиц, находящаяся в рабочем зазоре под действием магнитного поля, жестко соединена с полюсами электромагнита, то в этом случае величина нормальных сил недостаточна, чтобы совершать резание поверхности детали. Или если абразивные частицы плотно прижаты к обрабатываемой поверхности и совершают движения относительно полюсов магнита вместе с деталью, то в этом случае никакой обработки также не будет.

На основе экспериментов установлено, что в установившемся режиме имеются четыре зоны распределения абразивных зерен, причем постоянно происходит перемещение порошка из одной зоны в другую. Перемещение зерен из одной зоны в другую вместе с поверхностью детали увеличивается с уменьшением поля в зазоре, увеличением зазора и уменьшением абразивных зерен, уменьшением скорости вращения детали. И наоборот, изменение приведенных факторов в обратном направлении уменьшает как подвижность отдельных зерен, так и их слоев.

Заключение

Холодное накатывание совместно с окончательной обработкой абразивным порошком в магнитном поле является весьма эффективным и производительным процессом изготовления мелкозубчатых колес. Задача состоит в проектировании и изготовлении установок на базе львовских изобретателей и внедрении технологии холодного накатывания на предприятиях, изготавливающих крупные партии мелкозубчатых колес. Окончательной доводочной операцией должна быть магнитно-абразивная обработка, которая успешно решает проблему удаления заусенцев и улучшения качества рабочих поверхностей зубьев. Здесь также возникает задача проектирования и изготовления универсальных установок для магнитно-абразивной обработки мелкозубчатых колес, способных обрабатывать колеса различных типов и размеров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Благодарный В.М. Расчет мелкозубчатых передач на износ и прочность. – М.: Машиностроение, 1985. – 128с.
2. Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки. - Минск: Наука и техника, 1981.- 328с.
- Хейфец М.П., Кожуро Л.М., Мрочек Ж.А. Процессы самоорганизации при формировании поверхностей. - Гомель: ИММС НАНБ, 1999.-276с.

УРАВНЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ СЛОИСТЫХ
КОМПОЗИТНЫХ ОБОЛОЧЕК

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Рассмотрим пологую оболочку, составленную из N изотропных вязкоупругих слоев, характеризующихся переменной толщиной $h_k(\alpha_1, \alpha_2)$, модулем Юнга E_k , плотностью ρ_k , коэффициентом Пуассона ν_k , модулем поперечного сдвига G_k . В качестве исходной поверхности примем срединную поверхность какого-то слоя, которую отнесем к криволинейным ортогональным координатам $\alpha_1 = Rs, \alpha_2 = R\theta$. Здесь R – радиус цилиндра исходной поверхности, θ, s – окружная и продольная координаты соответственно. Введем следующие обозначения: безразмерные жесткостные характеристики k -го слоя:

$$\gamma_k = \frac{E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} \left(\sum_{k=1}^N \frac{E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} \right)^{-1}, \quad \tilde{c}_k = 1 - c_k, \quad c_k = \int_0^{+\infty} K_k(s) e^{-i\alpha_2 s} ds, \quad (1)$$

где $K_k(s)$ – ядро релаксаций напряжений материала для k -го слоя; приведенный коэффициент Пуассона

$$\nu(\alpha_1, \alpha_2) = \sum_{k=1}^N \frac{\nu_k E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} \left(\sum_{k=1}^N \frac{E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} \right)^{-1}; \quad (2)$$

осредненный модуль упругости

$$E(\alpha_1, \alpha_2) = \frac{1 - \nu^2}{h(\alpha_1, \alpha_2)} \left(\sum_{k=1}^N \frac{E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} \right), \quad h(\alpha_1, \alpha_2) = \sum_{k=1}^N h_k(\alpha_1, \alpha_2). \quad (3)$$

Тогда из равенств (1)-(3) имеем

$$\frac{E_k h_k(\alpha_1, \alpha_2) \tilde{c}_k}{1 - \nu_k^2} = \frac{E(\alpha_1, \alpha_2) h(\alpha_1, \alpha_2)}{1 - \nu(\alpha_1, \alpha_2)^2} \gamma_k. \quad (4)$$

Будем считать, что выполняются гипотезы теории слоистых оболочек, сформулированные Э.И. Григолюком и Г.М. Куликовым [1]. С учетом данных гипотез перемещения можно записать в следующем виде [1]:

$$u_i^{(k)} = u_i - zw_{,i} + g(z)\psi_i, \quad \varepsilon_{ij} = e_{ij} + z\kappa_{ij} + g(z)\psi_{ij}; \quad \varepsilon_{13} = f_0(z)\psi_i, \quad (5)$$

где

$$e_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) + k_{ij}w, \quad \psi_{ij} = \frac{1}{2}(\psi_{i,j} + \psi_{j,i}), \quad \kappa_{ij} = -w_{,ij}, \quad i, j = 1, 2. \quad (6)$$

Здесь дифференцирование по координате α_i обозначено нижним индексом после запятой.

В теории упругих оболочек уравнения состояния имеют вид [1]:

$$\sigma_{ij} = \frac{E_k(\alpha_1, \alpha_2)}{1 - \nu_k^2} \Xi \varepsilon_{ij}, \quad \Xi \varepsilon_{ij} = (1 - \nu(\alpha_1, \alpha_2)) \varepsilon_{ij} + \nu(\alpha_1, \alpha_2) \delta_{ij} (\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}). \quad (7)$$

Принимая во внимание вязкоупругие свойства материала, уравнения (7) могут быть переписаны в виде [2]

$$\sigma_{ij} = \frac{E_k}{1 - \nu_k^2} \Xi J_k(\varepsilon_{ij}), \quad (8)$$

$$J_k(z) = z - \int_0^t K_k(t-s)z(s)ds. \quad (9)$$

Удельные мембранные усилия и изгибающие моменты определяются стандартным способом [1]:

$$T_{ij} = \sum_{k=1}^N \frac{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)}{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)} \int \sigma_{ij} dz, \quad M_{ij} = \sum_{k=1}^N \frac{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)}{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)} \int z \sigma_{ij} dz \quad (10)$$

В дополнение к классическим силам и моментам изотропной теории оболочек, обобщенные удельные силы Q_i и моменты L_{ij} можно представить следующим образом [1]:

$$Q_i = \sum_{k=1}^N \frac{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)}{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)} \int f_0(z) \sigma_{i3} dz, \quad L_{ij} = \sum_{k=1}^N \frac{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)}{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)} \int g(z) \sigma_{ij} dz \quad (11)$$

Для исследования свободных колебаний положим

$$(T_{ij}, M_{ij}, L_{ij}, Q_i, \kappa_{ij}, \psi_{ij}) = e^{i\Omega t} (T'_{ij}, M'_{ij}, L'_{ij}, Q'_i, \kappa'_{ij}, \psi'_{ij}).$$

Далее штрих будет опущен.

Принимая во внимание уравнения (4), (5), (8), (10), (11), получим следующие выражения для усилий и моментов

$$T_{ij} = \frac{E(\alpha_1, \alpha_2) h(\alpha_1, \alpha_2)}{1 - \nu^2(\alpha_1, \alpha_2)} \Xi e_{ij} + \frac{E(\alpha_1, \alpha_2) h^2(\alpha_1, \alpha_2)}{2(1 - \nu^2(\alpha_1, \alpha_2))} (c_{13} \Xi \kappa_{ij} + c_{12} \Xi \psi_{ij}), \quad (12)$$

$$M_{ij} = \frac{1}{2} hc_{13} T_{ij} + \frac{E(\alpha_1, \alpha_2) h^3(\alpha_1, \alpha_2)}{12(1 - \nu^2(\alpha_1, \alpha_2))} (\eta_3 \Xi \kappa_{ij} + \eta_2 \Xi \psi_{ij}), \quad (13)$$

$$L_{ij} = \frac{1}{2} hc_{12} T_{ij} + \frac{E(\alpha_1, \alpha_2) h^3(\alpha_1, \alpha_2)}{12(1 - \nu^2(\alpha_1, \alpha_2))} (\eta_2 \Xi \kappa_{ij} + \eta_1 \Xi \psi_{ij}). \quad (14)$$

Функции c_{13} , c_{12} , η_1 , η_2 , η_3 зависящие от α_1 , α_2 , определены в [1].

Следуя [1], введем обобщенные перемещения u_i и деформации e_{ij}

$$e_{ij} = e_{ij} - \frac{1}{2} hc_{13} \kappa_{ij} - \frac{1}{2} hc_{12} \psi_{ij}, \quad u_i = u_i - \frac{1}{2} hc_{13} w_{,i} - \frac{1}{2} hc_{12} \psi_{,i}. \quad (15)$$

Тогда уравнение (12) можно переписать в виде

$$T_{ij} = \frac{Eh}{1 - \nu^2} \Xi e_{ij}. \quad (16)$$

Рассмотрим следующее преобразование [1]:

$$M_{ij} = M_{ij} - \frac{1}{2} hc_{13} T_{ij}, \quad L_{ij} = L_{ij} - \frac{1}{2} hc_{12} T_{ij}. \quad (17)$$

Из соотношений (12)-(14), (17) следуют формулы для приведенных удельных моментов

$$M_{ij} = \frac{Eh^3}{12(1 - \nu^2)} (\eta_3 \Xi \kappa_{ij} + \eta_2 \Xi \psi_{ij}), \quad L_{ij} = \frac{Eh^3}{12(1 - \nu^2)} (\eta_2 \Xi \kappa_{ij} + \eta_1 \Xi \psi_{ij}) \quad (18)$$

Уравнение для поперечных удельных сил может быть переписано как

$$Q_i = G \psi_{,i}, \quad (19)$$

$$G = \frac{\left[\sum_{k=1}^N \left(\lambda_k - \frac{\lambda_{k0}^2}{\lambda_{kk}} \right) \right]^2}{\sum_{k=1}^N \left(\lambda_k - \frac{\lambda_{k0}^2}{\lambda_{kk}} \right) \tilde{G}_k^{-1}} + \sum_{k=1}^N \frac{\lambda_{k0}^2}{\lambda_{kk}} \tilde{G}_k,$$

$$\lambda_k = \int_{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)}^{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)} f_0^2(z) dz, \quad \lambda_{kn} = \int_{\delta_{k-1}(\alpha_1, \alpha_2)}^{\delta_k(\alpha_1, \alpha_2)} f_k(z) f_n(z) dz \quad (n = 0, k),$$

$$\tilde{G}_k = G_k \tilde{c}_k. \quad (20)$$

Для вывода уравнений свободных колебаний воспользуемся вариационным принципом Гамильтона

$$\int_{t_1}^{t_2} (\delta U - \delta T) dt = 0. \quad (21)$$

δU , δT являются вариациями потенциальной и кинетической энергии соответственно. Выполняя обычную процедуру вычисления вариаций в (21) можно получить уравнения в терминах удельных напряжений и приведенных моментов:

$$T_{1i,1} + T_{2i,2} = 0, \quad (22)$$

$$L_{1i,1} + L_{2i,2} = Q_i, \quad i=1, 2, \quad (23)$$

$$M_{11,11} + 2M_{12,12} + M_{22,22} - \frac{1}{R_2(\alpha_2)} T_{22} + \Omega^2 \left(\sum_{k=1}^N \rho_k h_k \right) w = 0. \quad (24)$$

Используя выражения (5), (15) получим уравнения совместности деформаций

$$e_{11,22} - 2e_{12,12} + e_{22,11} = R_2^{-1} w_{,11}. \quad (25)$$

Представим силовую функцию F таким образом, чтобы

$$T_{ij} = \delta_{ij} \Delta F - F_{,ij}. \quad (26)$$

Выражая обобщенные деформации e_{ij} посредством силовой функции и подставив их в уравнение (25), получим уравнение

$$\begin{aligned} & \frac{1}{Eh} \Delta \Delta F + \frac{\partial^2 F}{\partial \alpha_2^2} \left(\frac{\partial^2}{\partial \alpha_2^2} \left(\frac{1}{Eh} \right) - \frac{\partial^2}{\partial \alpha_1^2} \left(\frac{\nu}{Eh} \right) \right) + \frac{\partial^2 F}{\partial \alpha_1^2} \left(\frac{\partial^2}{\partial \alpha_1^2} \left(\frac{1}{Eh} \right) - \frac{\partial^2}{\partial \alpha_2^2} \left(\frac{\nu}{Eh} \right) \right) + \\ & + 2 \frac{\partial^2 F}{\partial \alpha_2 \partial \alpha_1} \frac{\partial^2}{\partial \alpha_2 \partial \alpha_1} \left(\frac{1-\nu}{Eh} \right) = R_2^{-1} w_{,11}. \end{aligned} \quad (27)$$

Преобразуем уравнения (23).

Пусть

$$\psi_1 = a_{,1} + \phi_{,2}; \quad \psi_2 = a_{,2} - \phi_{,1}. \quad (28)$$

Подставляя (28) в (23) с учетом (18), (19), получим (29), (30)

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial \alpha_1} \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} (\eta_2 \{ -w_{,11} - \nu w_{,22} \} + \eta_1 \{ a_{,11} + \phi_{,21} + \nu(a_{,22} - \phi_{,12}) \}) \right] + \\ & + \frac{\partial}{\partial \alpha_2} \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \left(-\eta_2(1-\nu)w_{,12} + \eta_1 \frac{1-\nu}{2} (\phi_{,22} - \phi_{,11} + 2a_{,12}) \right) \right] = G(a_{,1} + \phi_{,2}) \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial \alpha_1} \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \left(-\eta_2(1-\nu)w_{,12} + \eta_1 \frac{(1-\nu)}{2} \{ \phi_{,22} - \phi_{,11} + 2a_{,12} \} \right) \right] + \\ & + \frac{\partial}{\partial \alpha_2} \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} (-\eta_2 \{ w_{,22} + \nu w_{,11} \} + \eta_1 (a_{,22} - \phi_{,12} + \nu(a_{,11} + \phi_{,21}))) \right] = G(a_{,2} - \phi_{,1}). \end{aligned} \quad (30)$$

Продифференцируем (29) по первой координате, (30) – по второй координате и сложим

$$\begin{aligned} & \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu)} (-\eta_2 \Delta w + \eta_1 \Delta a) \right]_{,12} + \Delta D^* \left(-\eta_2(1-\nu)w_{,12} + \frac{\eta_1(1-\nu)}{2} (\phi_{,22} - \phi_{,11} + 2a_{,12}) \right) + \\ & + D^* \left(\Delta \left[-\eta_2(1-\nu)w_{,12} + \frac{\eta_1(1-\nu)}{2} (\phi_{,22} - \phi_{,11} + 2a_{,12}) \right] \right) = \\ & = G_{,2}(a_{,1} + \phi_{,2}) + G(a_{,12} + \phi_{,22}) + G_{,1}(a_{,2} - \phi_{,1}) + G(a_{,21} - \phi_{,11}). \end{aligned} \quad (31)$$

Здесь

$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}.$$

Уравнению (31) можно тождественно удовлетворить, если принять

$$\begin{aligned}
& \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu)} (-\eta_2 \Delta w + \eta_1 \Delta a) \right]_{,12} + \Delta D^* (-\eta_2 (1-\nu) w_{,12}) + \Delta D^* \left(\frac{\eta_1 (1-\nu)}{2} 2a_{,12} \right) + \\
& + D^* \left(\Delta [-\eta_2 (1-\nu) w_{,12} + \eta_1 (1-\nu) (a_{,12})] \right) = \\
& = G_{,2} a_{,1} + 2G a_{,12} + G_{,1} a_{,2}, \\
& \Delta D^* \left(\frac{\eta_1 (1-\nu) (\varphi_{,22} - \varphi_{,11})}{2} \right) + D^* \Delta \left(\frac{\eta_1 (1-\nu)}{2} (\varphi_{,22} - \varphi_{,11}) \right) = \\
& = G_{,2} \varphi_{,2} + G \varphi_{,22} - G_{,1} \varphi_{,1} - G \varphi_{,11}.
\end{aligned} \tag{32}$$

Введем обозначение

$$w = \left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi, \quad a = -\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi, \quad \beta = \frac{12(1-\nu^2)G}{Eh\eta_1}. \tag{33}$$

С учетом формул (18), (28), (33) уравнение (24) можно записать в виде

$$\begin{aligned}
& \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \left(-\eta_3 \left\{ \left(\left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi \right)_{,11} + \nu \left(\left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi \right)_{,22} \right\} + \right. \right. \\
& \left. \left. + \eta_2 \left\{ \left(-\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi \right)_{,11} + \nu \left(-\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi \right)_{,22} \right\} \right) \right]_{,11} + \\
& + \left[\frac{Eh^3}{6(1+\nu)} \left(-\eta_3 \left(\left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi \right)_{,12} + \eta_2 \left(\left(-\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi \right)_{,12} + \varphi_{,22} \right) \right) \right]_{,12} + \\
& + \left[\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \left(-\eta_3 \left\{ \left(\left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi \right)_{,22} + \nu \left(\left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi \right)_{,11} \right\} + \right. \right. \\
& \left. \left. + \eta_2 \left\{ \left(-\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi \right)_{,22} + \nu \left(-\frac{\eta_2}{\eta_1} \frac{h^2}{\beta} \Delta \chi \right)_{,11} \right\} \right) \right]_{,22} + \\
& + \frac{1}{R_2} F_{,11} + \Omega^2 \left(\sum \rho_k h_k \right) \left(1 - \frac{h^2}{\beta} \Delta \right) \chi + \Delta \left(\frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \eta_2 \varphi_{,12} (1+\nu) \right) = 0.
\end{aligned} \tag{34}$$

Разрешающая система уравнений (27), (32), (34) относительно силовой функции F , функции сдвига φ и функции перемещений χ выведена.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григолюк Э.И., Куликов Г.М. Многослойные армированные оболочки: Расчет пневматических шин. – М.: Машиностроение, 1988. – 287 с. 2. Матяш В.И. Колебания изотропных упруго-вязких оболочек//Механика полимеров. –1971. – №1 – С. 157 – 163.

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В МЕСТАХ СИЛОВОГО КОНТАКТА

*Белорусский национальный технический университет.
Минск, Беларусь*

Расчет контактных деформаций и напряжений необходим для разрешения проблемы прочности деталей в местах их взаимодействия (контакта) при передаче усилий от одного элемента конструкции другому. Расчет деформаций и напряжений в местах контакта будет рассмотрен на примере цилиндрической зубчатой передачи.

Основными элементами, определяющими работоспособность зубчатых передач, являются зубья колес. При работе нереверсивной передачи зубья подвергаются переменному нагружению, соответствующему отнулевому или пульсирующему циклу и имеющему прерывистый характер. В условиях эксплуатации одним из распространенных видов выхода из строя зубчатых передач является поломка зубьев, которая характерна для многоциклового усталости.

Необходимой составной частью расчета на выносливость (усталость) рабочей поверхности зуба является определение величины наибольшего давления по площадке контакта. До деформации находящиеся в зацеплении зубья соприкасаются по линии, а после деформации — по узкой полоске, ограниченной параллельными прямыми (площадка контакта). Выкрашивание рабочих поверхностей зубьев начинается и протекает наиболее интенсивно вблизи от полюса зацепления. Поэтому и расчет рабочих поверхностей на выносливость принято относить к моменту контакта соприкасающихся зубьев именно в полюсе зацепления. В зубчатой передаче происходит перемещение (качение со скольжением) рабочих поверхностей соприкасающихся зубьев друг относительно друга, нагрузка на зуб быстро возрастает от нуля до своего наибольшего значения и затем также быстро спадает до нуля; в ряде случаев нагрузка носит ударный характер.

Используя результаты классической теории линейного контакта для расчета эвольвентных цилиндрических зубчатых колес, можно считать, что в любой фазе зацепления зубья этих колес могут быть заменены прямыми круговыми цилиндрами с параллельными осями, кривизна которых равна кривизне эвольвент в соответствующей контактной точке. При этом принимается, что возникающее между цилиндрами давление распределяется равномерно вдоль первоначальной контактной линии; радиусы цилиндров велики по сравнению с шириной площадки касания.

Теория упругих деформаций тел в местах контакта позволяет, зная главные радиусы кривизн поверхностей тел в точке касания, упругие постоянные материалов тел и величину приложенной нагрузки, установить: величину и распределение давления, оказываемое одним телом на другое и передаваемое через площадку контакта. В основе всех выводов и заключений теории лежат следующие предположения: материалы соприкасающихся тел однородны и изотропны; нагрузки, приложенные к телам, создают в зоне контакта только упругие деформации, подчиненные закону Гука; площадка контакта весьма мала по сравнению с общими поверхностями соприкасающихся тел; силы давления нормальны к поверхности контакта тел; силами трения по площадке контакта пренебрегают.

В зубчатых передачах оказывает влияние на величину давления в зоне площадки контакта радиус главных кривизн эвольвентных профилей зубьев в полюсе зацепления. Далее будет рассмотрена зависимость величины наибольшего контактного давления цилиндрических колес от величины коэффициента формы зуба, определяющего непосредственно геометрию профиля, на примере пар зубчатых колес однопарного и двухпарного зацепления.

Прямозубые колеса внешнего зубчатого зацепления имеют следующие характеристики: для однопарного зацепления модуль $m = 5$ мм, количество зубьев шестерни и колеса $z_1 = 17$, $z_2 = 38$, соответственно, ширина зубчатого венца $b = 30$ мм, радиусы кривизн профиля зуба шестерни и колеса $\rho_1 = 8.721$ мм и $\rho_2 = 22.636$ мм, соответственно, окружная сила $P = 7928$ Н; для двухпарного зацепления модуль $m = 4.5$ мм, количество зубьев шестерни и колеса $z_1 = 35$,

$z_2 = 50$, соответственно, ширина зубчатого венца $b = 30$ мм, радиусы кривизн профиля зуба шестерни и колеса $\rho_1 = 7.949$ мм и $\rho_2 = 13.463$ мм, соответственно, окружная сила $P = 12306$ Н. Для двух видов зацепления частота вращения шестерни при нагрузке $n_1 = 420$ мин⁻¹, момент вращения $T_1 = 641$ Н · м, угол зацепления $\alpha = 20^\circ$. Материал сталь 15ХГН2ТА с характеристиками: коэффициент Пуассона $\mu = 0.23$, модуль Юнга $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па, плотность $\nu = 7800$ кг/м³.

Наибольшее давление имеет место по средней линии полосы контакта [1], для определения его величины воспользуемся формулой:

$$P_0 = \sqrt{\frac{1}{\pi} \cdot \frac{\sum \kappa}{\eta} q}, \quad (1)$$

где q — линейная интенсивность распределения нагрузки по длине; $\sum \kappa$ — сумма главных кривизн; η — эффективный коэффициент упругости, вычисляемый по формуле:

$$\eta = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2}, \quad (2)$$

где μ — коэффициент Пуассона; E — модуль линейной упругости.

В случае, когда шестерня и колесо изготовлены из одного материала $\mu_1 = \mu_2 = \mu$ и $E_1 = E_2 = E$.

Обозначим соответственно через ρ_1 и ρ_2 радиусы главных кривизн эвольвентных профилей зубьев колеса и шестерни в полюсе зацепления. Тогда сумма главных кривизн будет:

$$\sum \kappa = \frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_2}. \quad (3)$$

На рисунке (1) радиусы кривизны изображаются отрезками АК и ВК общей касательной к основным окружностям I и II, где К — полюс зацепления.

Из геометрических соображений $\rho_1 = \frac{d_1}{2} \sin \alpha$ и $\rho_2 = \frac{d_2}{2} \sin \alpha$, где d_1 и d_2 — диаметры полюсных окружностей шестерни и колеса, α — угол зацепления.

Нагрузка на единицу длины зуба будет:

$$q = \frac{P_n}{\ell} = \frac{P}{\ell \cdot \cos \alpha}, \quad (4)$$

где ℓ — длина зуба или ширина венца; P_n — сила нормального давления между находящимися в зацеплении зубьями; P — окружная сила (рисунок 2).

Применяя все приведенные выше формулы, необходимо иметь в виду, что они справедливы только в том случае, когда ширина полосы контакта достаточно мала по сравнению с радиусами соприкасающихся цилиндров. Так, если радиусы цилиндра и цилиндрической впадины весьма мало отличаются один от другого, то даже при небольшой величине приложенных нагрузок контакт между их поверхностями может распространиться на достаточно значительную часть этих поверхностей.

Для рассматриваемого примера величина упругой постоянной материалов по формуле (2) будет $\eta = 2 \cdot \frac{1 - 0,23^2}{2 \cdot 10^{11}} = 9.471 \cdot 10^{-12}$ м²/Н; по формуле (3) сумма главных кривизн для однопарного и двухпарного зацепления соответственно будет

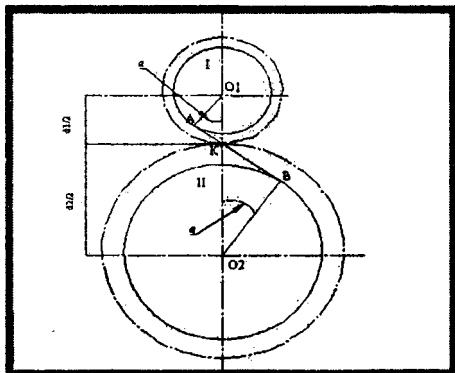


Рисунок 1

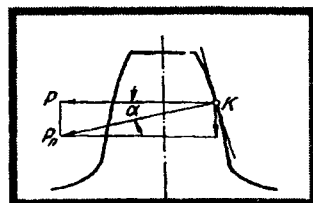


Рисунок 2

$$\sum \kappa = \frac{1}{8.721 \cdot 10^{-3}} + \frac{1}{22.636 \cdot 10^{-3}} = 0.16 \cdot 10^3 \text{ м,}$$

$$\sum \kappa = \frac{1}{7.949 \cdot 10^{-3}} + \frac{1}{13.463 \cdot 10^{-3}} = 0.20 \cdot 10^3 \text{ м;}$$

по формуле (4) нагрузка на единицу длины зуба будет $q = \frac{7928}{0,03 \cdot \cos 20} = 281226 \text{ Н/м,}$

$q = \frac{12306}{0,03 \cdot \cos 20} = 436529 \text{ Н/м.}$ Подставляя вычисленные значения в формулу (1) получаем наи-

большее давление соответственно для однопарного и двухпарного зацепления

$$p_0 = \sqrt{\frac{1}{3.14} \cdot \frac{0.16 \cdot 10^3}{9.471 \cdot 10^{-12}} 281226} = 1230 \text{ МПа,}$$

$$p_0 = \sqrt{\frac{1}{3.14} \cdot \frac{0.20 \cdot 10^3}{9.471 \cdot 10^{-12}} 436529} = 1841 \text{ МПа.}$$

Произведенные расчеты наглядно отражают влияние геометрии формы зуба, что учтено непосредственно величиной радиуса кривизны, на контактное давление.

Произведем расчет контактных давлений методом конечных элементов средствами инженерного пакета ANSYS 11.0 ранее рассмотренных пар зубьев.

Гексагональная конечно-элементная модель создавалась по принципу аппроксимации геометрической модели серийной пары блочной топологией.

Отметим, что разбиение сечения зуба на отдельные четырехугольные элементы выполнялось таким образом, чтобы, во-первых, обеспечить более мелкую дискретизацию в переходных зонах у основания зуба, во-вторых, сетка выбиралась таковой, чтобы граничные узлы совпадали с точками приложения силы. Всего КЭ-сетка содержит 23700 призматических восьмиузловых элементов и 15000 узлов. Для узлов, находящихся на цилиндрической поверхности колеса заданы граничные условия полной заделки. Граничные условия для шестерни заданы только по радиусу в цилиндрической системе координат, что дает возможность поворота детали. В качестве нагрузки задавался вращающий момент шестерни (рисунок 3).

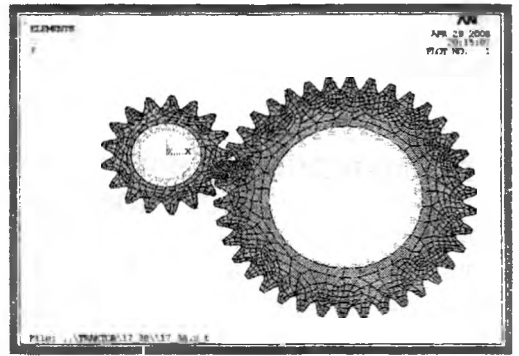


Рисунок 3

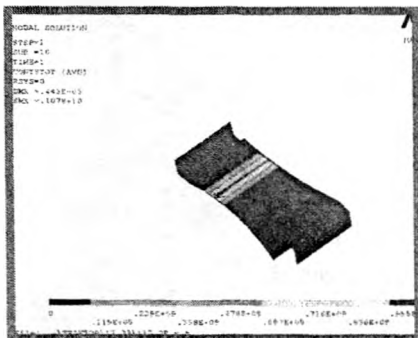


Рисунок 4

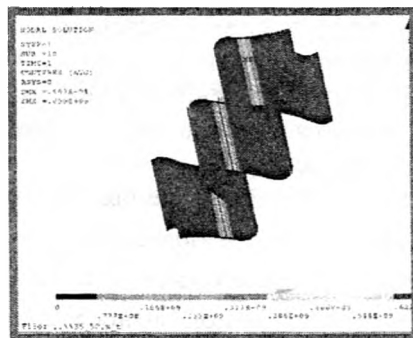


Рисунок 5

Результаты расчетов контактных давлений для однопарного зацепления (рисунок 4), для двухпарного зацепления (рисунок 5).

Таким образом, проведенные при помощи пакета ANSYS исследования контактного давления рабочих поверхностей зубьев показывают, что на результаты расчета оказывает существен-

ное влияние геометрия профиля зуба, которую определяет коэффициент формы зуба. Для однопарного зацепления величина наибольшего контактного давления составляет 1070 МПа, для двухпарного — 699 МПа, что меньше величин рассчитанных на основе теории упругих деформаций.

При аналитическом решении напряжения и деформации вблизи поверхности контакта исследуются независимо от общего напряженного состояния соприкасающихся тел. Это допущение оправдывается только в том случае, когда размеры соприкасающихся тел достаточно велики по сравнению с размерами площадки контакта и когда нагрузки на соприкасающиеся тела приложены достаточно далеко от этой площадки. Это решение используется для установления влияния места приложения нагрузки на напряжения и деформации соприкасающихся тел.

В сравнении с аналитическими расчетами МКЭ дает более реальное представление о контакте между рабочими поверхностями зубьев, т.к. рассматривается не идеальный случай, когда происходит контакт по линии, а учитывается деформация в следствии которой образуется площадка контакта.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ворович И.И., Александров В.М. Механика контактных взаимодействий. — М.: Физматлит, 2001. — 671с.
2. Чигарев А.В., Кравчук А.С., Смалюк А.Ф. ANSYS для инженеров. — М.: Машиностроение, 2004. — 510с.

УДК 621.81:539.4

Пронкевич С.А., Ручан М.В., Шукевич Т.В.

ПРИМЕНЕНИЕ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОГО ПАКЕТА ANSYS ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ УСТАЛОСТНОГО АНАЛИЗА ДЕТАЛЕЙ МАШИН

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

В процессе эксплуатации многие детали и элементы машин нагружаются циклическими нагрузками. В результате воздействия переменных нагрузок, в элементах возникают усталостные трещины. Анализ происшествий и несчастных случаев, наблюдаемых в практике эксплуатации техники показывает, что причиной утраты работоспособности явилось зарождение и развитие усталостных трещин в элементах конструкции.

Наиболее ярко циклическое нагружение и, соответственно, усталостное разрушение проявляется при работе зубчатых колес (рисунок 1).

Основными элементами, определяющими работоспособность зубчатых передач, являются зубья колес. При работе нереверсивной передачи зубья подвергаются переменному нагружению, соответствующему отнулевому или пульсирующему циклу и имеющему прерывистый характер. В условиях эксплуатации одним из распространенных видов выхода из строя зубчатых передач является поломка зубьев, которая характерна для многоциклового усталости [1].

Вследствие резкого изменения формы у основания зуба имеет место концентрация напряжений изгиба. Если на растянутой стороне зуба максимальная величина этих напряжений s_{max} больше предела изгибной выносливости при отнулевом цикле s_0 , то в зоне переходной поверхности (галтели) происходит зарождение и развитие микротрещин. После некоторого числа циклов нагружения возможно перерастание одной из них в наиболее опасной точке в доминантную макротрещину нормального отрыва, рост которой и есть, по существу, усталостное разрушение [2].

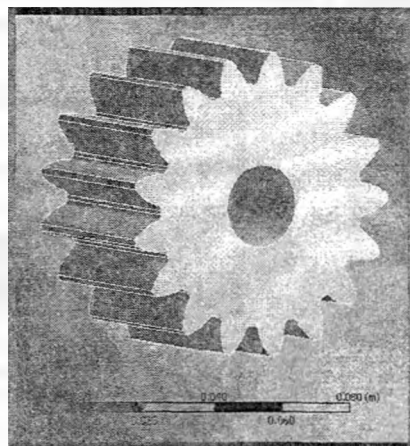


Рисунок 1. Геометрическая модель зубчатого колеса, используемого при расчете

Для проведения расчета усталостной долговечности использовался модуль ANSYS Workbench Fatigue, системы конечно-элементного моделирования ANSYS, разработанной компанией ANSYS Inc. Система ANSYS является многоцелевым конечно-элементным пакетом, используемым для проведения анализа в различных областях инженерных дисциплин (прочность, термодинамика, электромагнетизм, динамика жидкостей и газов, а также связанный анализ). Строго говоря, любой конечно-элементный пакет является лишь инструментом для расчета необходимых параметров детали или изделия при заданных граничных условиях. Главный критерий качества для такого инструмента – точность получаемых результатов. Более того, перед практическим использованием нового или модифицированного пакета для расчета методом конечных элементов всегда проводится предварительное тестирование его точности. Очевидно, что точность расчета методом конечных элементов в принципе не может быть равной

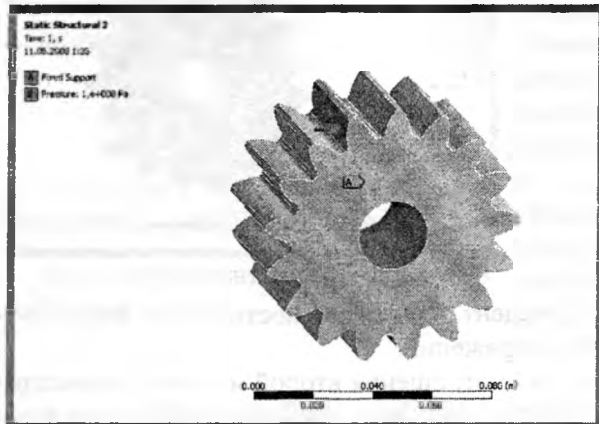


Рисунок 2. Схема нагружения зубчатого колеса

100%. То же самое верно и по отношению к любому другому виду расчета, в т.ч. по аналитическим зависимостям. Любая модель идеализирует реальную систему, используя явные или неявные упрощения. Например, даже при решении задач на растяжение – сжатие предполагается, что длина стержня превышает его поперечное сечение. Еще большего внимания требует проверка соответствия граничных условий, например жесткой заделки при изгибе балки и т.д.

Основной задачей проведения усталостного расчета (расчета долговечности) является определение способности детали сопротивляться многоцикловой нагрузке. В общем случае расчет выносливости может выполняться при помощи трех методов – это расчет деформаций, расчет напряжений и механики разрушения, и комбинация обоих этих методов. Все указанные методы доступны в модуле расчета долговечности ANSYS Workbench Fatigue Module.

В отличие от статического анализа, при проведении которого вычисляются напряжения для полного жизненного цикла детали и не выделяются процессы возникновения и роста трещин, усталостные разрушения появляются при изменении напряжений в данной точке во времени. По существу существуют четыре класса усталостных нагрузок, поддерживаемых ANSYS Workbench Fatigue Module:

- постоянная амплитуда, пропорциональное нагружение (constant amplitude, proportional loading);
- постоянная амплитуда, непропорциональное нагружение (constant amplitude, nonproportional loading);
- переменная амплитуда, пропорциональное нагружение (non-constant amplitude, proportional loading);
- переменная амплитуда, непропорциональное нагружение (non-constant amplitude, non-proportional loading).

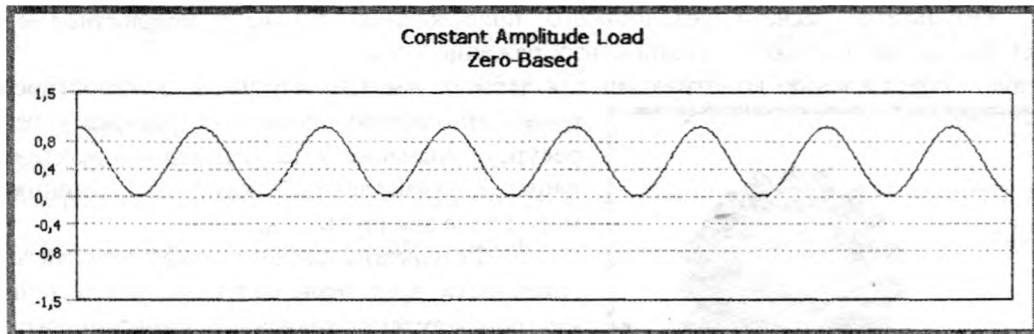


Рисунок 3 Амплитуда нагружения зубчатого колеса

В приведенном выше описании под термином «амплитуда» подразумевается, носит ли изменение внешней нагрузки во времени регулярный характер (синусоидальная волна с постоянным отношением отдельных действующих сил) или же это изменение является случайным, а соотношение усилий изменяется со временем. Понятие «пропорциональность» описывает изменение на-

правления осей главных напряжений при изменении нагрузки. Если направление осей главных напряжений не изменяется, нагрузка считается пропорциональной, а в противном случае нагрузка считается непропорциональной и простое суммирование числа циклов невозможно.

Для моделирования работы зубчатого колеса классическим является использование первого класса усталостных нагрузок – «постоянная амплитуда, пропорциональное нагружение».

В данном случае нагрузка имеет постоянную амплитуду, поскольку для вычислений используется только один набор результатов в виде напряжений, полученных при помощи статического расчета, и один коэффициент асимметричности цикла, используемый для вычисления средних и переменных значений напряжений.

Коэффициент симметричности вычисляется в виде отношения второй и первой прикладываемых нагрузок ($LR = L2/L1$). Нагрузка является пропорциональной, поскольку необходим только один набор расчетных результатов МКЭ. И здесь направление осей главных напряжений со временем не меняется. Обычно такие вычисления применяются к симметричному циклу (когда внешние нагрузки меняются от максимального значения до такого же значения, но с обратным направлением; коэффициент симметрии равен -1) и к нулевому циклу (нагрузка меняется от максимальной до нуля; коэффициент симметрии равен 0).

На рисунке 3 представлен график изменения амплитуды нагружения одного зуба, при изменении величины нагрузки от 0 до 100% .

Для отображения результатов расчета на долговечность модуль ANSYS Workbench Fatigue обладает следующими основными возможностями:

- усталостная долговечность (Fatigue life);
- усталостное повреждение для указанного жизненного цикла (Fatigue damage at a specified design life);
- коэффициент запаса по долговечности для указанного жизненного цикла (Fatigue factor of safety at a specified design life)

Результаты расчета усталостной долговечности представлены на рисунке 4. Контурное изображение демонстрирует длительность возможного жизненного цикла для данного расчета выносливости. Если нагрузка имеет постоянную амплитуду, то изображение отображает число циклов, после которых может начаться усталостное разрушение. Если нагрузка не является постоянной, изображение отображает число циклов нагрузки, выполняемых до отказа. Таким образом, если история приложения нагрузок представляет 1 ч эксплуатации, а ресурс равен $25\ 471$, ожидаемая наработка детали (до отказа) составит около 1000 дней.

Результаты расчета усталостного повреждения представлены на рисунке 5. Данное изображение соответствует повреждению конструкции для данного жизненного цикла. Усталостное повреждение равно отношению проектного ресурса к располагаемому ресурсу. Значение усталостного повреждения, превосходящее 1 , указывает на отказ до достижения предполагаемого срока эксплуатации.

Результаты расчета коэффициента запаса по долговечности представлены на рисунке 6. Данное изображение соответствует значениям коэффициента запаса прочности по отказу для данного жизненного цикла. Максимальное значение коэффициента запаса, которое можно отобразить, равно 15 . Подобно усталостному повреждению, результат может быть ограничен. Запас прочности меньше 1 указывает на отказ, происходящий ранее исте-

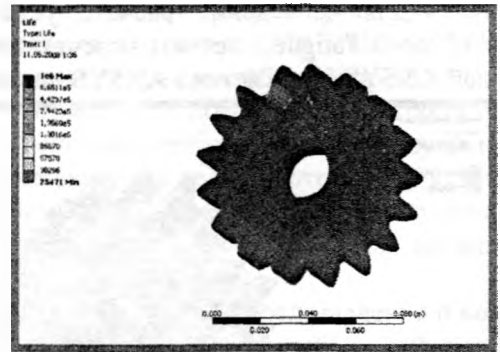


Рисунок 4 - Усталостная долговечность

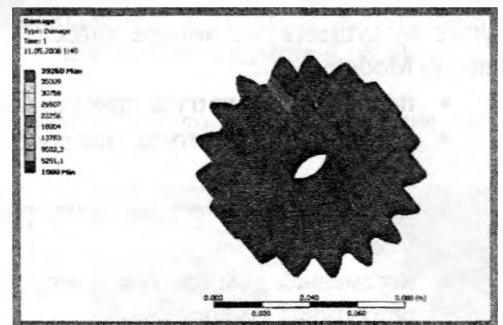


Рисунок 5. Усталостные повреждения

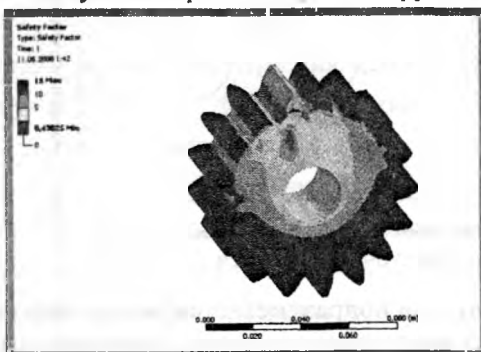


Рисунок 6. Коэффициент запаса прочности по долговечности

чения планируемого жизненного цикла.

Таким образом, при данном варианте нагружения (давление на боковую поверхность зуба равно 10^8 Па, имитирующее контактное давление) и закрепления (жесткая заделка в центральном отверстии) решение показывает, что зубчатое колесо не имеет достаточный запас прочности и подвергается разрушению в основании зуба.

ЛИТЕРАТУРА

1. Броек Д. Основы механики разрушения.— М: Высш. школа, 1974.— 368 с. 2. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения.—М: Наука, 1974. — 640с. 3. Кравчук А.С., Смалюк А.Ф., Чигарев А.В. ANSYS для инженеров.—М.: Машиностроение, 2004.—510с.

УДК 621.81:539.4

Чигарев А.В., Ручан М.В., Шукевич Т.В., Пронкевич С.А.

ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ВНЕШНЕГО ЗУБЧАТОГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ ИНЖЕНЕРНОГО ПАКЕТА ANSYS

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Основными элементами, определяющими работоспособность зубчатых передач, являются зубья колес. При работе неререверсивной передачи зубья подвергаются переменному нагружению, соответствующему отнулевому или пульсирующему циклу и имеющему прерывистый характер. В условиях эксплуатации одним из распространенных видов выхода из строя зубчатых передач является поломка зубьев, которая характерна для многоциклового усталости.

Вследствие резкого изменения формы у основания зуба имеет место концентрация напряжений изгиба. Если на растянутой стороне зуба максимальная величина этих напряжений σ_{\max} больше предела изгибной выносливости при отнулевом цикле σ_0 , то в зоне переходной поверхности (галтели) происходит зарождение и развитие микротрещин. После некоторого числа циклов нагружения возможно перерастание одной из них в наиболее опасной точке в доминантную макротрещину нормального отрыва, рост которой и есть, по существу, усталостное разрушение.

Исследование напряженно- деформированного состояния внешнего зубчатого зацепления при изгибе заключается в следующем:

- расчет действующих и допускаемых изгибных напряжений по ГОСТ 21354
- расчет действующих, допускаемых изгибных напряжений в ANSYS 11.0
- расчет на изгибную выносливость по ГОСТ 21354.

Согласно указанному стандарту зуб рассчитывается на изгиб как консольная балка переменного сечения. В качестве примера рассмотрим расчет на изгиб зубьев прямозубых колес зубчатой пары имеющей следующие характеристики. Модуль $m = 5$ мм, количество зубьев шестерни и колеса $z_1 = 21$, $z_2 = 28$ „ соответственно, ширина зубчатого венца $b = 30$ мм, Начальные диаметра шестерни и колеса $d_{w1} = 108.429$ мм и $d_{w2} = 144.571$ мм, соответственно. Частота вращения шестерни при нагрузке $n_1 = 420$ мин⁻¹. Момент вращения $T_1 = 641$ Н · м , продолжительность работы при нагрузке $t = 1301$ ч.

В соответствии со стандартом при расчете зуба на изгиб необходимо определять действующие напряжение на изгиб σ_F в опасном сечении на переходной поверхности по следующей формуле

$$\sigma_F = Y_{FS} \cdot Y_\beta \cdot Y_\epsilon \cdot K_A \cdot K_{Fv} \cdot K_{F\beta} \cdot K_{Fa} \cdot \frac{F_{tF}}{d_w \cdot m},$$

где окружная сила $F_{tH} = F_{tF}$, вычисляется по формуле $F_{tH} = 2000 T_{1H} / d_{w1} = 11823.4$ Н.

Коэффициент формы зуба Y_{FS1}, Y_{FS2} равны 3.47 и 3.46, соответственно. Коэффициент, учитывающий наклон зуба $Y_{\beta} = 1$. Коэффициент, учитывающий перекрытие зуба $Y_{\epsilon 1}, Y_{\epsilon 2}$ равны 0.79 и 0.81, соответственно. Коэффициент, учитывающий внешнюю динамическую нагрузку K_A для равномерной нагрузки равен Коэффициент, учитывающий динамическую нагрузку в зацеплении

$$K_{Fv} = 1 + \frac{\omega_{Fv} \cdot b_w}{F_{if} \cdot K_A} = 1.04,$$

где динамическая добавка $\omega_{Fv} = \delta_F g_0 v \sqrt{a_w / u} = 15.6$. Коэффициент, учитывающий неравномерность распределения нагрузки по длине контактных линий $K_{F\beta} = 1.11$. Коэффициент, учитывающий распределение нагрузки между зубьями $K_{F\alpha}$ для прямозубых передач равен 1.

Действующие напряжения

$$\sigma_{F1} = Y_{FS1} \cdot Y_{\beta} \cdot Y_{\epsilon 1} \cdot K_A \cdot K_{Fv} \cdot K_{F\beta} \cdot K_{F\alpha} \cdot \frac{F_{if}}{d_w \cdot m} = 249.4 \text{ МПа}$$

Действующие напряжения

$$\sigma_{F2} = Y_{FS2} \cdot Y_{\beta} \cdot Y_{\epsilon 2} \cdot K_A \cdot K_{Fv} \cdot K_{F\beta} \cdot K_{F\alpha} \cdot \frac{F_{if}}{d_w \cdot m} = 255 \text{ МПа.}$$

Допускаемые напряжения находятся по следующей формуле:

$$\sigma_{FP} = (\sigma_{Flim} Y_N \cdot Y_R \cdot Y_{\sigma} \cdot Z_X) / S_F,$$

где предел контактной выносливости $\sigma_{Flim} = 950$ МПа. Коэффициент запаса по изгибу $SF = 1.95$. Коэффициент долговечности находим по формулам для шестерни и колеса, соответственно,

$Y_{N1} = \sqrt[9]{\frac{N_{Flim}}{N_K}} = 0.79$ (т.к. < 1) берем 1 и $Y_{N2} = \sqrt[9]{\frac{N_{Flim}}{N_K}} = 0.82$ (т.к. < 1) берем 1. Коэффициент, учи-

тывающий градиент напряжений и чувствительность материала к концентрации напряжений $Y_{\sigma} = 1.082 - 0.172 \cdot \lg 5 = 0.96$. Коэффициент, учитывающий шероховатость сопряженных поверхностей зубьев $Y_R = 1$. Коэффициент, учитывающий размер зубчатого колеса $Y_X = 1$. Допускаемые напряжения для шестерни и колеса, соответственно, $\sigma_{FP1} = 467.7$ МПа, $\sigma_{FP2} = 467.7$ МПа.

Методика построения эвольвентного профиля зуба, основанная на задании его координат и дальнейшего создания 3D модели зубчатых колес в Solid Works (рис 1 а) с последующим импортом в ANSYS. Отметим, что разбиение сечения зуба на отдельные четырехугольные элементы выполнялось таким образом, чтобы, во-первых, обеспечить более мелкую дискретизацию в переходных зонах у основания зуба, во-вторых, сетка выбиралась таковой, чтобы граничные узлы совпадали с точками приложения силы, а также в месте контакта колеса и шестерни. Всего КЭ-сетка содержит 23700 элементов Brick 8node 45 (элемент SOLID45, представляющий собой объемный шестигранник с восемью узлами, расположенными на углах) и 15000 узлов.

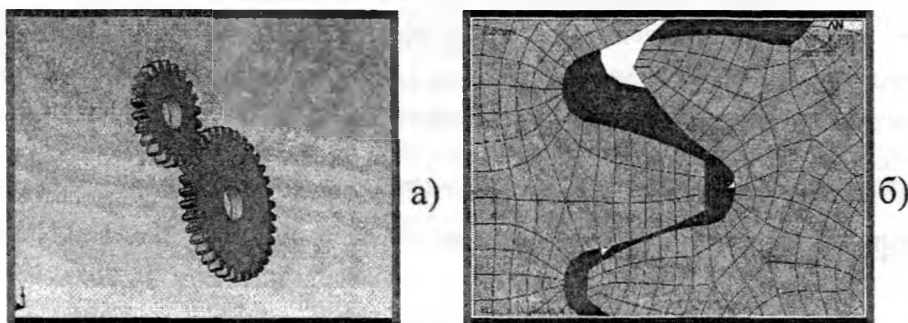


Рисунок 1 - Твердотельная модель (а) КЭ сетка (б)

Задание свойств линейной модели изотропного материала заключается в указании модуля упругости материала $E = 2.1 \cdot 10^{11}$ Па и коэффициента Пуассона $\mu = 0.23$, а также необходимо задать плотность материала $\rho = 7000$ кг/м³.

Для поверхностей, цилиндрического отверстия под вал заданы граничные условия полной заделки.

В качестве нагрузки задавался вращающий момент шестерни.

Проведем анализ результатов.

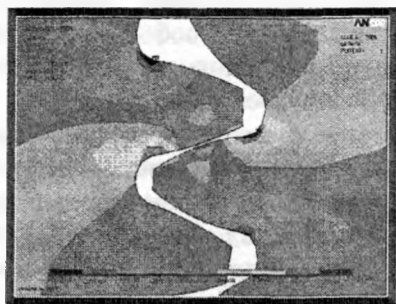


Рисунок 2. Распределение действующих изгибных напряжений, Па

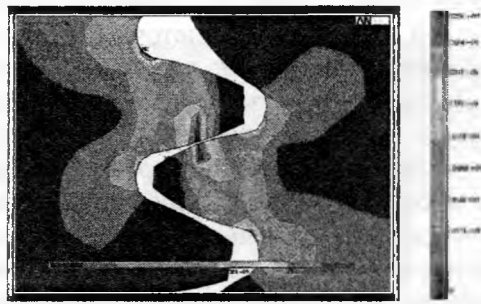


Рисунок 3. Распределение эквивалентных напряжений по Мизесу (Mises Stress), Па.

Таким образом, проведенные при помощи пакета ANSYS исследования НДС (рисунки 2-3) зубьев показывают, что при проектировании зубчатых передач возможно проводить расчеты не только с использованием стандартных методик, но и применяя метод конечных элементов, что наиболее оптимизировано и менее трудоемко.

УДК 621.3.029.6:674.8

Невзорова А.Б., Матусевич В.О., Врублевский В.Б.

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ УСКОРЕННОЙ СУШКИ ДРЕВЕСНЫХ ЗАГОТОВОК

*Белорусский государственный университет транспорта
Гомель, Беларусь*

Введение.

В последние 15–20 лет пытаются применять электромагнитную энергию сверхвысоких частот (СВЧ-излучение) для сушки древесины. В качестве источников СВЧ-излучения применяются магнетроны, энергия электромагнитных волн которых мгновенно проникает по всему объему заготовки, вызывая нагрев за счет диэлектрических потерь. Основные преимущества данного способа: электроэнергия потребляется только источником излучения, нагрев осуществляется непосредственно изнутри древесины [1]. Древесина является сложным по строению и составу естественным материалом, который обладает специфическими свойствами, проявляемые при взаимодействии с переменным электромагнитным полем.

Физико-механические свойства древесины зависят от влаги, находящейся в клеточных стенках и связанной с ее компонентами. При максимальном содержании абсорбционной влаги механические свойства древесины минимальны и в таком состоянии идет торцово-прессовое деформирование заготовок влажностью $W = 17\text{--}30\%$ во вкладыш при изготовлении подшипников скольжения самосмазывающихся (ПСС). Неотъемлемым процессом в технологии их изготовления является последующая сушка до влажности $W = 3\text{--}5\%$ для придания максимальных механических свойств с последующей стабилизацией размеров вкладыша в этом состоянии. До настоящего времени применяется неэкономичная и энергоемкая сушка в печах, продолжительность которой составляет от двух до трех часов в зависимости от размеров вкладышей [2]. Применение СВЧ-сушки позволит сократить расход энергии и время сушки древесных заготовок в 7–8 раз.

Однако при СВЧ-сушке часто происходит возгорание древесины в следствии полного удаления связанной влаги, находящейся в клеточных стенках. Поэтому до настоящего времени СВЧ-сушка не находит широкого применения. Одна из причин несовершенства этого процесса – отсутствие теоретических исследований физико-химического процесса СВЧ-сушки древесных заготовок.

Постановка задачи. Теоретически обосновать взаимодействие электромагнитного поля и гигроскопической влаги древесины для создание технологии ускоренной сушки древесных заготовок.

Теоретические предпосылки. Свободная вода в древесине распространяется вдоль волокон по капиллярам (микрокапиллярам и сосудам), а поперек волокон – по сердцевинным лучам и порам. Размеры микрокапилляров колеблются по диаметру 20–70 мкм, по длине 0,7–1,6 мм; сосуды имеют диаметр 100–400 мкм, а длину 100 мм, но могут достигать 2–3 м. Сосуды и капилляры соединяются между собой густо расположенными в клеточной стенке порами, диаметр которых составляет 4–8 мкм. На 1 мм клеточной стенки находится 50–60 пор [3]. Свободная вода, присутствующая в этих полостях не влияет на механические свойства древесины, а только влага, находящаяся в водородных связях с компонентами древесины в клеточных стенках.

Результаты исследования. При отсутствии свободной влаги в древесине влажность внутри полостей сосудов, капилляров и пор будет равной влажности окружающей среды, в которой влага находится в газообразном состоянии. Влажность клеточных стенок (древесины) находится в равновесном состоянии с влажностью окружающей среды. Следовательно, для определения путей проникновения молекул воды в клеточную стенку древесины и изменения ее влажности необходимо рассматривать процесс гигроскопичности на молекулярном уровне.

Известно, что размер молекулы воды составляет 0,2 нм.

Очень приблизительно сравнить путешествие молекулы воды, например, по капиллярам, описанным выше, мысленно увеличив их размеры в 5 млн. раз. Тогда молекула воды будет представлять шарик, летящий по трубе диаметром 100–350 м и длиной 3,5–8 км. Естественно эта труба будет перфорированной порами – отверстиями диаметром 20–40 м, которые соединяют ее с соседними трубами. При этом диаметр шарика составит 1 мм.

Данное сравнение показывает, что древесина (в макроскопическом варианте) не содержащая свободную влагу проницаема для молекул воды и воздуха. То есть молекула воды может пронизать древесину вдоль и поперек волокон, не задерживаясь в ней.

Установлено молекулы воды свободно могут внедряться и покидать связи в зависимости от энергетического состояния, обусловленного влажностью среды, и поэтому их взаимодействие с электромагнитным полем практически не отличается от взаимодействия поля и свободных молекул воды. Поле СВЧ передает энергию непосредственно молекулам воды, вызывая их колебания с частотой волн, сопровождающиеся трением, а следовательно мгновенным нагревом. Молекулы воды отрываются, покидают связи и удаляются в окружающую среду. Поэтому при достижении влажности древесины $W = 3-5\%$ необходимо отключать подачу энергии.

Если количество подводимой СВЧ-энергии (посредством излучения) превысит количество отводимой энергии от древесины путем ее теплопроводности и теплоотдачи, то будет происходить тление с последующим возгоранием в установках СВЧ-сушки.

Теплоотдача происходит не только посредством теплопроводности, но и с удалением влаги. При температуре $t = 100\text{ }^\circ\text{C}$ теплопроводность вдоль волокон при влажности 30 % $\lambda_{30} = 0,54$ Вт/(м·°C) и влажности 0 % $\lambda_0 = 0,38$ Вт/(м·°C); поперек волокон $\lambda_{30} = 0,36$ Вт/(м·°C) и $\lambda_0 = 0,25$ Вт/(м·°C).

С уменьшением влажности древесины резко уменьшается ее теплопроводность, что приводит к накоплению энергии в образцах (поглощение энергии уменьшается, но не прекращается). При этом молекул воды уже не хватает для удаления излишков энергии, которые они затрачиваются уже на разрыв водородных связей между макромолекулами (4–33 кДж/моль), подвижность последних резко возрастает. Это приводит к увеличению молекулярного трения и, соответственно, к дополнительному нагреву.

Превышение уровня энергии разрыва ковалентных (межатомных, внутримолекулярных) связей (таблица 1) приводит к разрушению макромолекулы на ее составляющие, которые в свою очередь будут обладать еще большей полярностью и подвижностью [4, 5].

Таблица 1 – Энергии межатомных связей

Вид связи	Энергия, кДж/моль	Вид связи	Энергия, кДж/моль
C–C	348	H–C	415
C–O	344	H–O	466

Таким образом, начинается каскадное разрушение молекулярной структуры древесины – деструкция. Прекращение подачи энергии уже не может остановить начавшийся процесс, поскольку он сопровождается окислением радикалов и высвобождением дополнительной энергии. При этом древесина тлеет без возгорания (рисунок 1), превращаясь в древесный уголь.

Предотвратить разрушение древесины можно постепенно понижая мощность излучения, либо увеличивая расстояние от источника СВЧ-излучения до образца, т.к. напряженность электромагнитного поля уменьшается с увеличением глубины проникновения по экспоненциальному закону.

При правильном соотношении частоты и мощности излучения в зависимости от уменьшения содержания гигроскопической влаги возможно достижение безопасной сушки древесины без ее разрушения.

Нами был предложен *расчет количества связанной воды при полном насыщении волокон древесины влагой* через молекулярные массы элементарных звеньев макромолекул основных компонентов древесины – целлюлозы, гемицеллюлозы и лигнина. Установлено, что количество всей связанной воды в компонентах древесины будет пропорционально суммарному количеству воды, присоединенной одной единицей каждого компонента.

Полученный результат соответствует многочисленным экспериментальным данным независимых исследователей и этот *расчет подтверждает, что абсорбционная (связанная) влага находится только в водородных межмолекулярных связях*, а так же свидетельствует о том, что только связанная вода, а именно, молекулы воды, внедрившиеся в водородные связи компонентов древесины, вызывают ее разбухание и обуславливают изменение ее физико-механических свойств.

Выводы. Предложено теоретическое обоснование взаимодействия электромагнитного поля и гигроскопической влаги древесины для создания технологии ускоренной сушки древесных заготовок. Показано, что молекулы гигроскопической воды находятся в водородных межмолекулярных связях и только через них они проникают вглубь клеточной стенки преимущественно поперек волокон. Установлено, что электромагнитное поле воздействует на молекулы связанной воды так же как на молекулы свободной влаги, а при полном удалении которой в процессе СВЧ-сушки происходит возгорание древесины.

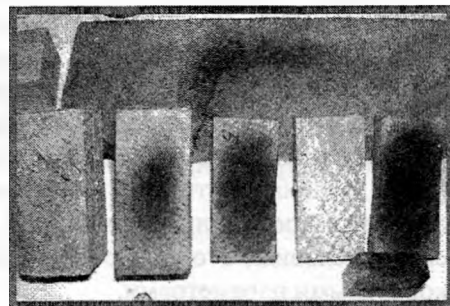


Рисунок 1 – Экспериментальные образцы древесины березы, высушенной до абсолютно-сухого состояния, после воздействия СВЧ-излучения 2,45 ГГц в течении 30 минут

ЛИТЕРАТУРА

1. Гареев Ф.Х. Проблемы и перспективы СВЧ-сушки древесины // Леспроминформ. – 2004. – №1. – С. 50–52.
2. Врублевская В.И., Невзорова А.Б., Врублевский В.Б. Износостойкие самосмазывающиеся антифрикционные материалы и узлы трения из них. – Гомель: БелГУТ, 2000. – 324 с.
3. Боровиков А.М., Уголев Б.Н. Справочник по древесине. – М.: Лесная промышленность, 1989. – 296 с.
4. Роговин З.А., Шарыгина Н.Н. Химия целлюлозы и ее спутников. – М.: Химия, 1992. – 520 с.
5. Лигнины (структура, свойства и реакции): Пер. с англ. / Под ред. В.М. Никитина. – М.: Лесная промышленность, 1975. – 629 с.

УДК 62-233.2

Дашковский В.А., Врублевская В.И.

АНТИФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ ПОЛИМЕРОВ

Белорусский государственный университет транспорта
Гомель, Беларусь

Современное машиностроение обладает большим выбором различных антифрикционных материалов. Широкое распространение получили полимерные материалы. Благодаря их применению повышается надежность и долговечность узлов трения, удешевляются эксплуатация и ремонт машин и механизмов.

На сегодняшний день, одним из лучших представителей альтернативных материалов является антифрикционная самосмазывающаяся прессованная древесина березы (АСПД), пропитанная модифицированными смазками, которая используется в качестве вкладышей подшипников скольжения самосмазывающихся (ПСС). ПСС отлично работают в абразивно-агрессивных средах, при факторе $p\nu \leq 2,5$ МПа·м/с, температурах до $+120^\circ\text{C}$ [1].

При сравнении триботехнических свойств АСПД с другими антифрикционными материалами мы столкнулись с проблемой – все испытания проводятся при различных условиях и разными методами. Для объективной сравнительной оценки работоспособности ПСС с лучшими антифрикционными полимерами нами проводились испытания в одних и тех же условиях с одинаковыми нагрузочно-скоростными параметрами.

Для экспериментов были выбраны: вторичный фторопласт Ф-4, флубон-20, Ф4К20, суперфлувис и АСПД.

Потребительские свойства изделий из вторичного Ф-4 практически соответствуют свойствам из первичного Ф-4, что позволяет экономить до 40% средств, не теряя при этом уникальных свойств фторопластов.

Флубон-20 – полимерный композиционный материал на основе политетрафторэтилена, сополимеров этилена и тетрафторэтилена и других фторсодержащих полимеров, модифицированных углеродных волокон и других волокнистых и дисперсных наполнителей. Флубон характеризуется износостойкостью, низким коэффициентом трения, самосмазывающимися и уплотнительными свойствами. Детали из него (подшипники скольжения, уплотнительные кольца, торцевые уплотнения, сепараторы подшипников качения) используются в узлах трения различного назначения [2].

Материал Ф4К20 по сравнению с фторопластом-4 имеет в 600 раз большую износостойкость и на 30% выше напряжение сжатия в диапазоне температур от -60 до $+250^\circ\text{C}$. Он рекомендуется для изготовления деталей антифрикционного назначения и уплотнительных изделий подвижных соединений (поршневые кольца). Ф4К20 пригоден для работы в условиях высокого вакуума, в среде углеводородных газов, сухого воздуха, жидких углеводородов, растворителей.

Суперфлувис – новый фторопластовый композит, созданный в институте механики металлополимерных систем НАН Беларуси. Обладает повышенными показателями твердости (до 65 ед. по Бринеллю), теплопроводности в диапазоне температур $-125...+250^\circ\text{C}$ и прочности. Суперфлувис в основном применяется в качестве поршневых колец и торцевых уплотнений в особо ответственных узлах трения, где ресурс работы и надежность оборудования оправдывают использование достаточно дорогого материала.

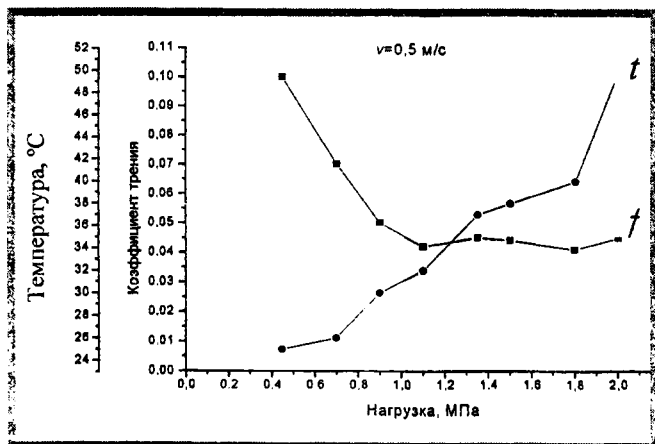


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента трения и температуры АСПД от нагрузки при $v = 0,5$ м/с

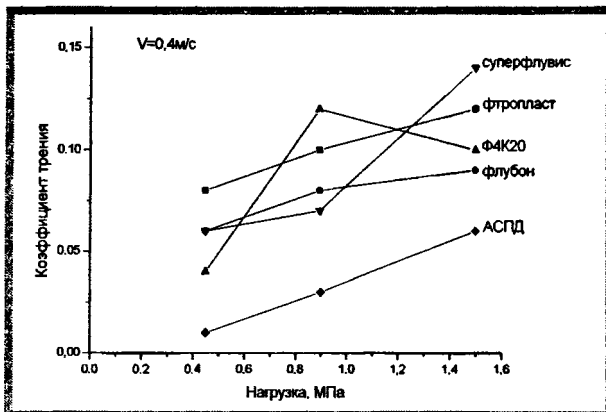


Рисунок 1 – Зависимость коэффициентов трения материалов от нагрузки при $v = 0,5$ м/с

Исследования проводились на машине трения СМТ-1. Образцы изготавливались в виде втулок с внешним диаметром 40 мм, внутренним 20 мм, шириной 11,5 мм. Контртелом служил ролик из стали 45, закаленный до твердости 50 HRC. При исследовании определялись: коэффициент трения, линейный и массовый износ при работе образцов в режиме самосмазки.

Коэффициент трения определяли при постоянной скорости скольжения $v = 0,4$ м/с и нагрузках $p = 0,45; 0,9; 1,5$ МПа (рисунок 1). Массовый и линейный износ находили в течение 1 ч при постоянной нагрузке $p = 1,5$ МПа и скорости скольжения $v = 0,4$ м/с.

Результаты экспериментов показали, что самый низкий коэффициент трения $f = 0,06$ наблюдается у прессованной древесины.

Среди полимерных материалов лучшую работоспособность и низкий коэффициент трения показал

флубон $f = 0,087$ (вторичный фторопласт $f = 0,12$, Ф4К20 $f = 0,1$, суперфлувис $f = 0,14$). У прессованной древесины линейный износ не был зафиксирован, при этом массовый износ составил 0,02 г. Сопоставляя полученные данные с наблюдениями во время эксперимента, при которых продукты износа не выделялись, можно утверждать, что изменение массы вкладыша связано с переносом высокомолекулярных присадок на контртело. Среди полимерных материалов наименьший линейный 0,05 мм и массовый износ 0,05 г отмечается у суперфлувиса (соответственно у вторичного фторопласта – 1,8 мм и 0,75 г, у Ф4К20 – 0,2 мм и 0,06 г, у флубона – 0,2 мм и 0,14 г).

Также были проведены испытания АСПД по определению зависимости коэффициента трения и температуры от нагрузки при $v = 0,5$ м/с, результаты которых представлены на рисунке 2.

Анализ результатов сравнительных испытаний показал, что лучшей износостойкостью и наименьшим коэффициентом трения обладает прессованная древесина, модифицированная загущенными смазками.

Работа выполнена в рамках гранта МО №5378 от 01.01.2008 г.

ЛИТЕРАТУРА

1. Врублевская, В.И. Износостойкие самосмазывающиеся антифрикционные материалы и узлы трения из них / В.И. Врублевская, А.Б. Невзорова, В.Б. Врублевский. – Гомель, 2000. – 324 с.
2. Полимеры в узлах трения машин и приборов: Справочник / А.В. Чичинадзе [и др.]; под общ. ред. А.В. Чичинадзе – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1988. – 328 с.

УДК 621

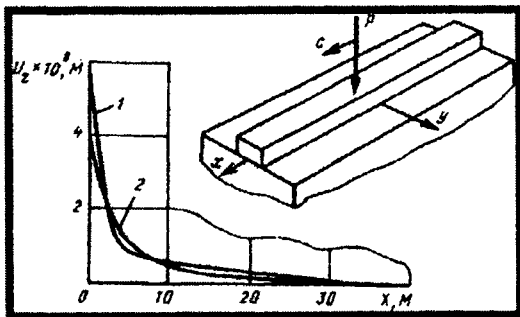
Чигарев А.В., Орловская А.А.

ПЕРЕМЕЩЕНИЯ В УПРУГОМ ПОЛУПРОСТРАНСТВЕ ПРИ ДВИЖЕНИИ НАГРУЗКИ ПО БАЛКЕ, ЛЕЖАЩЕЙ НА УПРУГОМ ОСНОВАНИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Рассматривается движение с постоянной скоростью нормальной нагрузки по упругой балке, лежащей на упругом изотропном однородном полупространстве. Для дозвуковых скоростей движения разработан способ приближенного вычисления нормальных перемещений поверхности полупространства. Дана оценка полученных выражений и проведено сравнение с известными результатами для задачи о движении сосредоточенной нагрузки по полупространству.

Была рассмотрена [1], задача о движении сосредоточенной нагрузки по бесконечно длинной балке, лежащей на упругом полупространстве. Дополнительно к постановке этой задачи было введено осевое сжатие балки [2]. Была решена нестационарная задача о воздействии равномерно движущейся силы на однородное изотропное полупространство с учетом внезапного приложения нагрузки [3]. Исследовано равнопеременное движение силы по балке типа Тимошенко, лежащей на упругом основании [4]. Рассмотрено напряженное состояние упругого полупространства, вызванное равномерно движущейся нормальной нагрузкой, распределенной в полосе поверхности полупространства [5]. Представлен способ определений перемещений в упругом полупространстве, содержащем заглубленную цилиндрическую полость, при равномерном движении по поверхности полупространства сосредоточенной осциллирующей нагрузки вдоль образующей цилиндра [6]. Рассмотрена деформация упругой балки, лежащей на упругом основании Винклера, при неосевом изгибе подвижной сосредоточенной нагрузкой [8]. Было приведено [8] решение задачи о движении постоянной скоростью сосредоточенной нагрузки по поверхности упругого полупространства.



Сопоставление полученных результатов с перечисленными выше работами показало, что в предельном случае, когда материалы полупространства и балки одинаковы, представляемое приближенное решение асимптотически сходится к решению [8] при удалении от точки приложения нагрузки.

1. Постановка задачи.

По балке, лежащей на упругом полупространстве, движется сосредоточенная нагрузка интенсивности P с постоянной скоростью c (фигура). Колебания оси упругой балки описываются уравнением [1]

$$B \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho_b \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = p(x, t) \quad (1.1)$$

где $w(x, t)$ - нормальное перемещение оси балки, $B = E_b J$ - ее изгибная жесткость, ρ_b - плотность материала балки, $p(x, t)$ - интенсивность нагрузки, приложенной к балке.

В неподвижной системе координат вектор перемещения в упругом полупространстве удовлетворяет уравнению [9]

$$\mu \Delta u + (\lambda + \mu) \nabla \operatorname{div} u = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (1.2)$$

где $u(u_x, u_y, u_z)$ - вектор перемещения, λ, μ, ρ - константы материала основания.

Принято, что между балкой и поверхностью полупространства силы трения не возникают, т.е.

$$\frac{\partial u_z}{\partial x} + \frac{\partial u_x}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial u_z}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial z} = 0 \quad \text{оп} \theta \quad z = 0 \quad (1.3)$$

При решении используется условие совпадения нормальных перемещений оси балки и упругого полупространства под ней

$$w(x, t) = u_z(x, y = 0, z = 0, t) \quad (1.4)$$

Нагрузка передается на основание равномерно по ширине опорной полосы.

В подвижной системе, в которой нагрузка приложена в начале координат, задача считается стационарной.

Цель исследования - получение приближенного выражения для нормального перемещения поверхности полупространства, которое может быть эффективно использовано в расчетах.

Введем подвижную систему координат, связанную с нагрузкой [1]. В этой системе нормальное перемещение оси упругой балки удовлетворяет уравнению

$$B \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + \rho_b c^2 \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} = P(x, t) \quad (1.5)$$

Уравнение (1.2) в подвижной системе примет вид

$$\mu \Delta u + (\lambda + \mu) \nabla \operatorname{div} u = \rho c^2 \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} \quad (1.6)$$

Здесь $U(U_x, U_y, U_z)$ - вектор перемещения в полупространстве в подвижной системе.

Поле перемещения U раскладывается на потенциальную и соленоидальную составляющие: $U = \nabla T + U'$. Потенциальная функция T и вектор U' удовлетворяют уравнениям

$$\left(\Delta - h^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right) T = 0, \quad \left(\Delta - k^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right) U' = 0, \quad \operatorname{div} U' = 0 \quad (1.7)$$
$$h = \frac{c}{c_p}, \quad k = \frac{c}{c_s}, \quad c_p = \sqrt{\frac{2\mu + \lambda}{\rho}}, \quad c_s = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}}$$

где h и k - отношения скорости движения нагрузки к продольной и поперечной скоростям звука в основании.

Применим к первым двум уравнениям (1.7) косинус- и синус преобразования Фурье. Число неизвестных функций (обратных трансформант) сократится до двух при использовании (1.3) и третьего уравнения (1.7). Оставшиеся две неизвестные функции находятся из условия совпадения перемещения оси балки и поверхности полупространства под ней (1.4).

Выпишем выражение для нормального перемещения поверхности упругого полупространства под движущейся нагрузкой [1]

$$U_z(0,0,0) = \frac{4(1-\nu^2)}{\pi^2 E} \frac{P}{b} \int_0^\infty \frac{S(u) du}{u + \varepsilon u^2 (u^2 + \delta^2) S(u)}, \quad (1.8)$$

где

$$S(u) = \frac{k^2}{1-\nu} \int_0^\infty \frac{D_1 \sin(u\tau) d\tau}{\tau [4D_2(D_1 - D_2)D_0^2 - k^4]} \\ D_0^2 = 1 + \tau^2, \quad D_1^2 = 1 + \tau^2 - h^2, \quad D_2^2 = 1 + \tau^2 - k^2 \\ \varepsilon = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi E} \left(\frac{2}{b}\right)^4 B, \quad \delta = \sqrt{\frac{\rho_b}{B} c \left(\frac{b}{2}\right)} \quad (1.9)$$

E, ν — упругие константы основания, b — ширина опорной полосы.

Следуя предложенному в [1] методу решения, нормальное перемещение поверхности полупространства представим в виде

$$U_z(x, y, 0) = \frac{4(1-\nu^2)}{\pi^2 E} \frac{P}{b} \int_0^\infty \frac{\alpha^2 I(\alpha, y)}{1 + \varepsilon \alpha (\alpha^2 - \delta^2) S(\alpha)} \cos\left(\frac{2x}{b} \alpha\right) d\alpha \quad (1.10)$$

где

$$I(\alpha, y) = \frac{k^2}{1-\nu} \int_0^\infty \frac{d_1 \sin \beta}{\beta [4d_2(d_1 - d_2)d_0^2 - \alpha^4 k^4]} \cos\left(\frac{2y}{b} \beta\right) d\beta \\ d_0^2 = \beta^2 + \alpha^2, \quad d_1^2 = \beta^2 + (1-h^2)\alpha^2, \quad d_2^2 = \beta^2 + (1-k^2)\alpha^2 \quad (1.11)$$

Расчет перемещений по формуле (1.10) требует большого объема вычислений, так как под знаками интегралов содержатся быстро осциллирующие функции. Ниже показано, как найти приближенное выражение для (1.10) при достаточно общих предположениях.

2. Приближение интегралов $I(\alpha, y)$ и $S(\alpha)$ степенными рядами.

Большинство современных наземных транспортных средств движутся со скоростями на порядок меньше скоростей распространения акустических волн, следовательно, при дозвуковых скоростях движения нагрузки параметры h^2 и k^2 малы.

Разложим функции d_1 и d_2 в ряды по степеням параметров h^2, k^2 и возьмем по два первых члена разложений

$$d_1 \approx d_0 - \frac{\alpha^2}{2d_0} h^2, \quad d_2 \approx d_0 - \frac{\alpha^2}{2d_0} k^2 \quad (2.1)$$

В выражении под знаком интеграла $I(\alpha, y)$ произведение двух последних сомножителей запишем в виде

$$\sin \beta \cos\left(\frac{2y}{b} \beta\right) = \frac{1}{2} (\sin \alpha_1 \beta - \sin \alpha_2 \beta), \quad \alpha_1 = \frac{2y}{b} + 1, \quad \alpha_2 = \frac{2y}{b} - 1 \quad (2.2)$$

Подставим выражения (2.1), (2.2) в (1.11) и выполним замену $\beta = \alpha \tau$. При дозвуковых скоростях возможно представление

$$\frac{1}{D_0^2 - \sigma} = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sigma^k}{D_0^{2k+2}}, \quad \sigma = \frac{2k^4 - k^2 h^2}{2(k^2 - h^2)}$$

В итоге имеем следующее приближенное выражение:

$$I(\alpha, y) = \frac{1}{4(k^2 - h^2)} \frac{k^2}{1-\nu} \frac{1}{\alpha^3} \left[f_0(\alpha \alpha_1) - f_0(\alpha \alpha_2) + \xi \sum_{k=0}^{\infty} (f_{k+1}(\alpha \alpha_1) - f_{k+1}(\alpha \alpha_2) \sigma^k) \right] \quad (2.3)$$

где

$$f_k(\alpha) = \int_0^\infty \frac{\sin \alpha \tau d\tau}{\tau (\tau^2 + 1)^{\frac{1}{2} + k}}, \quad \xi = \frac{2k^4 - 2k^2 h^2 + h^4}{2(k^2 - h^2)} \quad (2.4)$$

Аналогичным образом, используя приближения

$$D_1 \approx D_0 - \frac{1}{2D_0} h^2, \quad D_2 \approx D_0 - \frac{1}{2D_0} k^2 \quad (2.5)$$

интеграл (1.9) можно представить в виде

$$S(\alpha) \approx \frac{1}{2(k^2 - h^2)} \frac{k^2}{1 - \nu} \left\{ f_0(\alpha) + \xi \sum_{k=0}^{\infty} (f_{k+1}(\alpha) \sigma^k) \right\} \quad (2.6)$$

Из (2.3), (2.6) следует, что проблема получения приближенного выражения для нормально-го перемещения $U_x(x, y, 0)$ поверхности полупространства свелась к расчету интегралов (2.4).

3. Разложения функций $f_k(\alpha)$ в степенные ряды.

Интеграл $f_0(\alpha)$ выражается через функцию Макдональда [1]

$$f_0(\alpha) = \int_0^{\alpha} K_0(u) du \quad (3.1)$$

Используя известное разложение $K_0(u)$ в степенной ряд [10], имеем

$$f_0(\alpha) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{2}{(2k+1)(k!)^2} \left\{ \sum_{n=1}^k \frac{1}{n} - C + \frac{1}{2k+1} - \ln\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right\} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^{2k+1} \quad (3.2)$$

Покажем, как получить (3.2). Известно представление $f_0(\alpha)$ через функцию Мейера, которая выражается при имеющихся место параметрах через интеграл, содержащий Γ -функцию [11],

$$f_0(\alpha) = \frac{1}{2} G_{13}^{21} \left(\frac{\alpha^2}{4} \middle| \frac{1}{2}, \frac{1}{2}, 0 \right) = \frac{1}{4\pi i} \int_L \Gamma^2\left(\frac{1}{2} - s\right) \left(\frac{\alpha}{2}\right)^{2s} \frac{ds}{s} \quad (3.3)$$

L - контур, охватывающий особые точки $s = 1/2, \dots, 1/2 + k, \dots$. Чтобы найти вычеты $\gamma_{-1,k}$ подынтегральной функции (3.3), необходимы коэффициенты $a_{n,k}, b_{n,k}, c_{n,k}$ двух младших членов разложений $\Gamma(s), \Gamma^2(s), s^{-1}(\alpha/2)^{2s}$ в окрестностях указанных особых точек.

Коэффициенты $a_{n,k}$ известны [12]:

$$a_{-1,k} = \frac{(-1)^k}{k!}, \quad a_{0,k} = \frac{(-1)^k}{k!} \left\{ \sum_{n=1}^k \frac{1}{n} - C \right\} \quad (3.4)$$

(C - постоянная Эйлера). Коэффициенты $b_{n,k}$ получим перемножив соответствующие $a_{n,k}$.

Коэффициенты $c_{n,k}$ возьмем из ряда Тейлора функции $s^{-1}(\alpha/2)^{2s}$.

Перемножив соответствующие $b_{n,k}$ и $c_{n,k}$, получим $\gamma_{-1,k}$, а интеграл $f_0(\alpha)$ примет вид [13]

$$f_0(\alpha) = \frac{1}{2} \sum_{k=0}^{\infty} \gamma_{-1,k}, \quad \gamma_{-1,k} = \frac{2}{(2k+1)(k!)^2} \left\{ \sum_{n=1}^k \frac{1}{n} - C + \frac{1}{2k+1} - \ln\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right\} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^{2k+1}$$

Аналогично можно найти разложения и остальных интегралов (2.4). Например,

$$f_1(\alpha) = \alpha - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{2}{k!(k-1)!(2k+1)} \left\{ \sum_{n=1}^{k-1} \frac{1}{n} - C + \frac{1}{2k} + \frac{1}{2k+1} - \ln\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right\} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^{2k+1} \quad (3.5)$$

$$f_2(\alpha) = \frac{2}{3} \alpha - \frac{4}{9} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^3 + \frac{2}{3} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{2}{k!(k-2)!(2k+1)} \times \left\{ \sum_{n=1}^{k-2} \frac{1}{n} - C + \frac{1}{2k-1} + \frac{1}{2k(2k+1)} - \ln\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right\} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^{2k+1} \quad (3.6)$$

При получении выражения для нормального перемещения под балкой $y = 0$ можно использовать нечетность функций $f_k(\alpha)$.

Таким образом, выражение для нормального перемещения представимо в виде, удобном для выполнения расчетов:

$$U_z(x, y, 0) = \frac{1}{2\pi^2} \frac{P}{b} \frac{\lambda + 2\mu}{\mu(\lambda + \mu)} \int_0^\infty \left\{ f_0(\alpha\alpha_1) - f_0(\alpha\alpha_2) + \xi \sum_{k=0}^N (f_{k+1}(\alpha\alpha_1) - f_{k+1}(\alpha\alpha_2) \sigma^k) \right\} \times \\ \times \left\{ \alpha + \omega\alpha^2(\alpha^2 - \delta^2) \left[f_0(\alpha) + \xi \sum_{k=0}^N f_{k+1}(\alpha) \right] \sigma^k \right\}^{-1} \cos\left(\frac{2x}{b} \alpha\right) d\alpha \quad (3.7)$$

$$\omega = \frac{1}{\pi} \left(\frac{2}{b}\right)^4 \frac{B}{2} \frac{\lambda + 2\mu}{\mu(\lambda + \mu)}, \quad N = \text{const}$$

4. Сравнение решения с полученными ранее результатами [8]. Известно выражение нормального перемещения поверхности упругого полупространства под действием сосредоточенной нагрузки, движущейся по поверхности, в подвижной системе [8]

$$U_3(x, y, 0) = \frac{Pk^2}{2\pi\mu} \frac{1}{r\Omega} \sin^2\left(\frac{y}{r}\right) \left[1 - h^2 \sin^2\left(\frac{y}{r}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \\ \Omega = 4 \left[1 - h^2 \sin^2\left(\frac{y}{r}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \left[1 - k^2 \sin^2\left(\frac{y}{r}\right) \right]^{\frac{1}{2}} - \left[2 - k^2 \sin^2\left(\frac{y}{r}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4.1) \\ r^2 = x^2 + y^2$$

Был выполнен расчет нормального перемещения отрезка поверхности $0 < x < 50 \mu$, $y = 1,36 \mu$ по формулам (3.7) и (4.1). На фигуре показаны перемещения, рассчитанные по этим формулам, в подвижной системе (кривые 1 и 2 соответственно) для случая, когда материал балки совпадает с материалом основания и близок по физико-механическим характеристикам к известняку [14]. Были взяты следующие значения констант: $P = 10^4 N$, $c = 44,44 \mu / c$, $b = 2,7 \mu$, $J = 0,0027 \mu^4$. Решения практически совпадают при удалении от места приложения нагрузки, однако максимальное различие перемещений (при $x = 0$) составило -30%. Сравнение перемещений на том же отрезке при характеристиках материала полупространства, близких к граниту, сланцу и гнейсу и постоянном материале балки (песчанике) показало, что эти перемещения похожи на кривую 1 и отличаются лишь по величине.

Из изложенного следует, что в случае, когда скорости движения нагрузки на порядок меньше звуковых, определение перемещений в упругом основании существенно упрощается. Полученное приближенное решение асимптотически совпадает с известным решением [8] при удалении от области приложения нагрузки, когда материалы балки и полупространства одинаковы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Филиппов А.П. Колебания деформируемых систем. М.: Машиностроение, 1970. 734 с.
2. Lahra J.J. An axially stressed railroad track on an elastic continuum subjected to a moving load // Actamech., 1975. V. 22. № 1-2. P. 113-129.
3. Payton R.G. An application of the dynamic Betti-Rayleigh reciprocal theorem to moving-point loads in elastic media // Quart. Appl. Math. 1964. V. 21. № 4. P. 299-313.
4. Каплунов Ю.Д., Муравский Г.Б. Действие равнопеременно движущейся силы на балку Тимошенко, лежащую на упругом основании. Переходы через критические скорости // ТИММ. 1987. Т. 51. Вып. 3. С. 475-482.
5. Резинов В.Г., Цыбочкин С.Г., Канон Ю.А., Степанов Г.В. Напряженно-деформированное состояние упругого полупространства под воздействием перемещающейся нагрузки // Проблемы прочности. 1987. № 10. С. 94-98.
6. Колооаяжная Г.Е., Селезнева М.Г., Селезнева Т.Н. Задача о воздействии равномерно движущейся осциллирующей нагрузки на упругое полупространство, содержащее заглубленную цилиндрическую полость // АН СССР. МТТ. 1987. № 6. С. 83-88.
7. Докукова Н.А. Нестационарная задача о контактном взаимодействии балки с упругим телом // Порошковая металлургия. 1989. № 13. С. 45-49.
8. Mandel J., Avramesco A. Deplacements produits par une charge mobile & la surface d'un semi-espace elastique // C. r. Acad. Sci. Paris. 1961. V. 252. № 24.
9. Аменаозе Ю.А. Теория упругости. М.: Высш. шк., 1976. 272 с.
10. Ватсон Г.Н. Теория бесселевых функций. Ч. 2. М., Изд-во иностр. лит., 1949. 220 с.
11. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. М.: Наука, 1971. 1108 с.
12. Прудников А.П., Брычков Ю.А., Маричев О.И. Интегралы и ряды. Дополнительные главы. М.: Наука, 1986. 800 с.
13. Лаврентьев М.А., Шабат Б.В. Методы теории функций комплексного переменного. М.: Наука, 1987. 688 с.
14. Справочник физических констант горных пород // Под ред. С. Кларка. М.: Мир, 1969. 543 с.

ЗАВИСИМОСТЬ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ТИТАНА ОТ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ДЕФОРМАЦИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Во время пластического деформирования процесс упрочнения и динамического старения металла, в основном связан с блокированием дислокаций примесными атомами или их атмосферами. Имеется предположение, что в местах максимальных сдвигов или других зонах деформированного металла, возможно, образование некогерентных выделений в виде мелкодисперсных частиц, которые можно наблюдать в электронном микроскопе. Предварительно деформируя титан в условиях схем напряженного состояния (растяжения, кручения и сжатия), можно получить неодинаковый эффект изменения сдвигающего напряжения с ростом степени деформации. При этом в каждом отдельном случае необходимо соблюдать условие первоначальной изотропности материала по структуре и механическим свойствам, иначе этот фактор неизбежно будет вносить соизмеримые погрешности в ожидаемые результаты дальнейших испытаний на усталостную прочность титана.

Деформация некоторых сплавов и чистых металлов при определенных температурно-скоростных условиях происходит с выделением мелкодисперсных частичек добавок или примесей, находящихся в состоянии твердых растворов с основной фазой. Выделяясь преимущественно в местах наибольших сдвигов, эти частички могут влиять на процесс пластического течения, вызывать аномальное изменение показателей прочности, пластичности и усталостной прочности. (1)

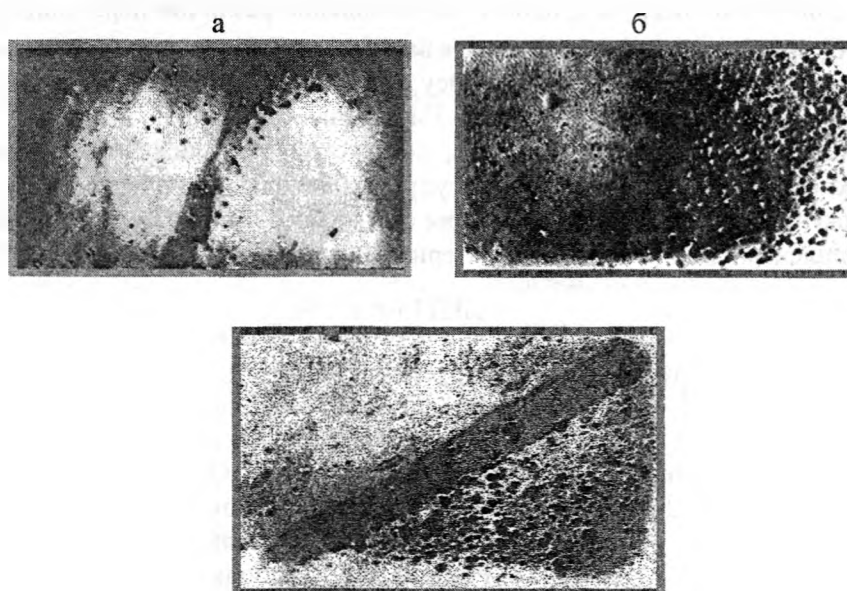


Рисунок 1 - 1x7200 Микрофотографии образцов титана после растяжения до $g_s = 0,1$ при $t = 20^\circ \text{C}$ (а) и при $t = 100^\circ \text{C}$ (б, в)

Выделившиеся частички примесей и добавок определенным образом оказывают влияние на движение дислокаций, а также на величину общего сдвигающего напряжения или истинного сопротивления течению. Сопротивление движению дислокаций, в первую очередь, зависит от характеристик основного материала и примесей, в частности, от их модулей сдвига. (2) Однако, величина сдвигающего напряжения определяется не только указанными параметрами. Поскольку согласно современным представлениям необратимая деформация кристаллических тел осуществляется за счет последовательного движения дефектов решетки по определенным кристаллографическим плоскостям, то величина напряжения, заставляющего двигаться тот или иной дефект, будет также зависеть от энергетической характеристики дислокации и степени совершенства кристаллической решетки основного материала.

В технически чистом титане и в ряде других деформационно- стареющих металлов и сплавов после соответствующей обработки примеси других элементов находятся в растворенном состоянии и выпадают в виде дисперсных фаз во время пластической деформации. Обычно это вы-

падение происходит в местах наибольшего сдвига, по плоскостям скольжения, где происходит зарождение и движение дислокаций. Двигаясь в плоскости скольжения, дислокация встречает выделенные частицы и обволакивает их неподвижными дислокациями, в результате чего повышается сопротивление деформации, и металл упрочняется. Выделения и твердого раствора α -титана дисперсных фаз различных примесей происходит в довольно широком температурном интервале (20-400°C). Безусловно, этот процесс в значительной степени зависит от содержания примесей в твердом растворе, в частности от содержания таких элементов, как азот и углерод.

Электронномикроскопический анализ деформированного растяжением титана BT1-0 при комнатной температуре (рис. 1а), подтверждает протекание физико-химического процесса выделения фаз примесей из твердого раствора.

Повышение температуры до 100°C при растяжении титана BT1-0 стимулирует реакции динамического деформационного старения. Просмотр угольных реплик в электронном микроскопе показал, что наряду с большим количеством зерен свободных от частиц или имеющих весьма незначительное число частиц, имеются зерна, где концентрация частиц фаз примесей увеличилась. (рис. 1б, 1в)

В случае деформации сжатием при комнатной температуре в структуре титана увеличивается количество двойников. Процесс двойникования в значительной степени зависит от схемы напряженного состояния. Наиболее благоприятной схемой образования двойников является сжатие. Именно для этой схемы напряженного состояния деформированная структура титана и ряда других металлов содержит наибольшее число двойниковых образований.

Механизм двойникования у некоторых металлов может играть решающую роль в процессах пластического течения, влияя на сопротивление деформации, пластические, прочностные и усталостные свойства испытываемого металла.

ЛИТЕРАТУРА:

1. А.Х. Котрелл. Сб. Структура металлов и их свойства. М. 1984. 2. В.С. Иванова. Усталость и прочность металлических материалов. М. 1988. 3. А.Д. Кеннеди. Ползучесть и усталость в металлах. М., Металлургия, 1985.

УДК 539.3

Чигарева О.А., Беляцкая Л.Н.

ВОЛНОВАЯ ДИНАМИКА КРУГЛОЙ ПРИПОВЕРХНОСТНОЙ ТРЕЩИНЫ ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ВИБРАЦИИ

*Минский автомобильный завод,
Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Рассматривается поведение круглой в плане трещины, расположенной между поверхностным слоем и полупространством параллельно свободной поверхности. На свободной границе возбуждается гармоническая волна которая отражается от трещины и может быть зафиксирована на границе. В зависимости от соотношений между длинной (частотой) возбуждаемой волны, толщиной поверхностного слоя, радиуса трещины вычисляются напряжения, деформации, перемещения в отслоившемся материале.

Показано, что коэффициент интенсивности напряжений имеет экстримум в зависимости от соотношения между длиной волны и радиусом трещины.

Получена зависимость раскрытия трещины по длине радиуса. Полученные результаты могут быть использованы для решения задач обнаружения трещин отслоения покрытия от подложки, а также наличия трещины в однородном полупространстве.

Вопросы локации трещины в твердых телах на основе методов акустической эмиссии [1], акустических методов рассеяния волн [2] требуют решения задач построения полей перемещений, деформаций, напряжений, излученных или переизлученных трещиной (включением) при квази-

статических или динамических нагрузках. В случае, если локация осуществляется нестационарной волной в трехмерном случае приближенное решение задачи можно построить методами теории волн скачков напряжений [3]. В случае гармонических волн метод лучевых рядов позволяет построить решение для высоких частот [3]. Однако наиболее информативны акустические методы, когда волновая динамика включения, трещины исследуется в диапазоне резонансных взаимодействий [5].

1. Рассмотрим упругое однородное изотропное полупространство, характеризуемое объемным модулем K_2 , сдвига μ_2 , плотностью ρ_2 . На полупространстве лежит упругий изотропный слой, толщины h , с модулями K_1 , μ_1 , плотностью ρ_1 . Слой и полупространство жестко скреплены всюду, кроме области круглой трещины радиуса a . На свободной границе слоя возбуждается гармоническая волна, фронт которой распространяется параллельно свободной границе. На жестко скрепленной границе слоя и полупространства возникают отраженные и преломленные волны. Если детектор отраженных волн перемещать по свободной поверхности слоя вне круга радиуса a , являющегося проекцией трещины на свободную границу слоя, то он будет фиксировать один и тот же фон. Над трещиной детектор будет фиксировать поле, переизлученное трещиной.



Рисунок 1 - схема расположения трещины расслоения. Пунктирные стрелки указывают направление распространения волны отраженной от границы слоя и полупространства, сплошные стрелки - направления распространения волны отраженной трещиной.

Описанная выше схема представлена рис. 1

Как известно, в общем случае волновое поле в слое после отражения будет представлять собой суперпозицию падающей и отраженной волн, а после многократного переотражения – сумму падающей и отраженных волн. Рассмотрим случай, когда волновое поле в слое состоит только из падающей и однократно отраженной волны. Для того, чтобы еще более упростить задачу рассмотрим только однократно отраженное поле в цилиндрической области радиуса a , основанием которой является верхняя поверхность трещины. Рассмотрение удобно провести в цилиндрической системе координат, расположенной согласно схемы на рис. 1.

Волновое поле, возбуждаемое в слое верхним берегом трещины удовлетворяет уравнению [6].

$$\begin{aligned} \mu^{(1)} \nabla^2 \bar{U}^{(1)} + (\lambda^{(1)} + \mu^{(1)}) \text{grad div } \bar{U}^{(1)} &= 0 \\ \nabla^2 \bar{U} &= \bar{r} \frac{\partial}{\partial r} r \frac{\partial \bar{U}}{\partial r} + \frac{\partial \bar{U}}{\partial z^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \bar{U}}{\partial \theta^2}. \end{aligned} \quad (1)$$

Соответственно нижняя часть трещины возбуждает в полупространстве волновое поле

$$\mu^{(2)} \nabla^2 \bar{U}^{(2)} + (\lambda^{(2)} + \mu^{(2)}) \text{grad div } \bar{U}^{(2)} = 0. \quad (2)$$

Граничные условия поставим на берегах трещины. Считаем, что при падении начальной волны, на трещину, напряжения, которые возникают на берегах равны

$$\bar{\Sigma}^{(1)} = \bar{\Sigma}^{(2)} = -\Sigma^{(0)} \text{ при } z = 0, \quad 0 \leq r < a. \quad (3)$$

На границе слоя и полупространства

$$\bar{\Sigma}^{(1)} = \bar{\Sigma}^{(2)} \text{ при } z = 0, \quad r > a. \quad (4)$$

Здесь $\bar{\Sigma}^{(0)} = \{\sigma_r^{(0)}(r, 0), \sigma_\theta^{(0)}(r, 0), \sigma_z^{(0)}(r, 0)\}^T$ напряжения в падающей начальной волне.

Как известно, согласно теореме Гельмгольца компоненты вектора перемещений $\bar{U}^{(\alpha)} = (U_r^{(\alpha)}, U_\theta^{(\alpha)}, U_z^{(\alpha)})$, $\alpha = 1, 2$, можно представить через потенциальные функции

$$\begin{aligned} U_r^{(\alpha)} &= \frac{\partial \varphi^{(\alpha)}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \psi^{(\alpha)}}{\partial \theta} + \frac{\partial^2 \chi^{(\alpha)}}{\partial r \partial z}, \\ U_\theta^{(\alpha)} &= \frac{1}{r} \frac{\partial \varphi^{(\alpha)}}{\partial \theta} - \frac{\partial \psi^{(\alpha)}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \chi^{(\alpha)}}{\partial \theta \partial z}, \\ U_z^{(\alpha)} &= \frac{\partial \varphi^{(\alpha)}}{\partial z} - \nabla^2 \chi^{(\alpha)} + \frac{\partial^2 \chi^{(\alpha)}}{\partial z^2}. \end{aligned} \quad (5)$$

Подставляя (5) в (1), (2), получим волновые уравнения для потенциальных функций

$$\begin{aligned}\nabla^2 \varphi^{(\alpha)} + k_i^{(\alpha)2} \varphi^{(\alpha)} &= 0, & k_i^{(\alpha)} &= \omega(\rho^{(\alpha)} / (\lambda^{(\alpha)} + \mu^{(\alpha)}))^{1/2}, \\ \nabla^2 \psi^{(\alpha)} + k_i^{(\alpha)2} \psi^{(\alpha)} &= 0, & k_i^{(\alpha)} &= \omega(\rho^{(\alpha)} / \mu^{(\alpha)})^{1/2}, \\ \nabla^2 \chi^{(\alpha)} + k_i^{(\alpha)2} \chi^{(\alpha)} &= 0.\end{aligned}\quad (6)$$

Здесь $k_i^{(\alpha)}$, $k_e^{(\alpha)}$ – волновые числа продольной и поперечной волн соответственно.

Полагая, что по угловой координате поля обладают периодичностью можно записать

$$\begin{aligned}\varphi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} \Phi_k^{(\alpha)}(r, z) e^{ik\theta}, & \psi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} \Psi_k^{(\alpha)}(r, z) e^{ik\theta}, \\ \chi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} \chi_k^{(\alpha)}(r, z) e^{ik\theta}.\end{aligned}\quad (7)$$

Подставляя (7) в (6), получим

$$\begin{aligned}\partial^2 \Phi_k^{(\alpha)} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \Phi_k^{(\alpha)}}{\partial r^2} - \frac{k^2 \Phi_k^{(\alpha)}}{r^2} + \frac{\partial^2 \Phi_k^{(\alpha)}}{\partial z^2} + k_e^{(\alpha)2} \Phi_k^{(\alpha)} &= 0, \\ \partial^2 \Psi_k^{(\alpha)} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \Psi_k^{(\alpha)}}{\partial r^2} - \frac{k^2 \Psi_k^{(\alpha)}}{r^2} + \frac{\partial^2 \Psi_k^{(\alpha)}}{\partial z^2} + k_e^{(\alpha)2} \Psi_k^{(\alpha)} &= 0, \\ \frac{\partial^2 \chi_k^{(\alpha)}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \chi_k^{(\alpha)}}{\partial r} - \frac{\partial^2 \chi_k^{(\alpha)}}{r^2} + \frac{\partial^2 \chi_k^{(\alpha)}}{\partial z^2} + (k_i^{(\alpha)})^2 \chi_k^{(\alpha)} &= 0.\end{aligned}\quad (8)$$

Применяя преобразование Ханкеля [7], считая трансформанту, имеющей первый порядок, можем получить выражения для $\Phi_k^{(\alpha)}$, $\Psi_k^{(\alpha)}$, $\chi_k^{(\alpha)}$, подставляя которые в (7), находим

$$\begin{aligned}\varphi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} H_k^{-1} [\Delta_{1,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{-iq_e^{(\alpha)} z} + \Delta_{2,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{iq_e^{(\alpha)} z}] e^{ik\theta}, \\ \psi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} H_k^{-1} [\Delta_{3,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{-iq_i^{(\alpha)} z} + \Delta_{4,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{iq_i^{(\alpha)} z}] e^{ik\theta}, \\ \chi^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} H_k^{-1} [\Delta_{5,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{-iq_i^{(\alpha)} z} + \Delta_{6,k}^{(\alpha)}(\xi) e^{iq_i^{(\alpha)} z}] e^{ik\theta}, \\ q_e^{(\alpha)2} &= k_e^{(\alpha)2} - \xi^2, & q_i^{(\alpha)2} &= k_i^{(\alpha)2} - \xi^2.\end{aligned}\quad (9)$$

Здесь функции $\Delta_{i,k}^{(\alpha)}$, ($i = 1, \dots, 6$) находятся из граничных условий. Подставляя (9) в (5) получим компоненты вектора перемещений

$$\begin{aligned}U_r^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} \{ H_k^{-1} [\xi (C_{1,k}^{(\alpha)} + C_{2,k}^{(\alpha)}) - iq_i^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} - C_{6,k}^{(\alpha)})] - \\ &- \frac{k}{r} H_k^{-1} [C_{1,k}^{(\alpha)} + C_{2,k}^{(\alpha)} - i(C_{3,k}^{(\alpha)} + C_{4,k}^{(\alpha)}) - iq_i^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} - C_{6,k}^{(\alpha)})] \} e^{ik\theta}, \\ U_\theta^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} \{ -H_k^{-1} [C_{3,k}^{(\alpha)} + C_{4,k}^{(\alpha)}] + \\ &+ \frac{k}{r} H_k^{-1} [i(C_{1,k}^{(\alpha)} + C_{2,k}^{(\alpha)}) + C_{3,k}^{(\alpha)} + C_{4,k}^{(\alpha)} + q_i^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} - C_{6,k}^{(\alpha)})] \} e^{ik\theta}, \\ U_z^{(\alpha)} &= \sum_{k=0}^{\infty} H_k^{-1} [-iq_e^{(\alpha)} (C_{1,k}^{(\alpha)} - C_{2,k}^{(\alpha)}) + \xi^2 (C_{5,k}^{(\alpha)} + C_{6,k}^{(\alpha)})].\end{aligned}\quad (10)$$

Из закона Гука и (10), находим выражения для напряжений в виде

$$\begin{aligned}\sigma_{rz}^{(\alpha)} &= \mu^{(\alpha)} \{ \sum_{k=0}^{\infty} H_{k-1}^{-1} [2iq_e^{(\alpha)} \xi (-C_{1,k}^{(\alpha)} + C_{2,k}^{(\alpha)}) + \xi \eta^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} + C_{6,k}^{(\alpha)})] + \\ &+ \frac{k}{r} H_k^{-1} [2iq_e^{(\alpha)} (C_{1,k}^{(\alpha)} - C_{2,k}^{(\alpha)}) + iq_i^{(\alpha)} (C_{3,k}^{(\alpha)} - C_{4,k}^{(\alpha)}) - \eta^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} + C_{6,k}^{(\alpha)})] \} e^{ik\theta}, \\ \sigma_{\alpha z}^{(\alpha)} &= \mu^{(\alpha)} \{ \sum_{k=0}^{\infty} H_{k-1}^{-1} [iq_i^{(\alpha)} \xi (C_{3,k}^{(\alpha)} - C_{4,k}^{(\alpha)})] + \\ &+ \frac{k}{r} H_k^{-1} [2iq_e^{(\alpha)} (C_{1,k}^{(\alpha)} - C_{2,k}^{(\alpha)}) - iq_i^{(\alpha)} (C_{3,k}^{(\alpha)} - C_{4,k}^{(\alpha)}) + i\eta^{(\alpha)} (C_{5,k}^{(\alpha)} + C_{6,k}^{(\alpha)})] \} e^{ik\theta}, \\ \sigma_{zz}^{(\alpha)} &= \mu^{(\alpha)} \{ \sum_{k=0}^{\infty} H_k^{-1} [\eta^{(\alpha)} (C_{1,k}^{(\alpha)} + C_{2,k}^{(\alpha)}) + iq_i^{(\alpha)} \xi^2 (-C_{5,k}^{(\alpha)} + C_{6,k}^{(\alpha)})] \} e^{ik\theta}.\end{aligned}\quad (11)$$

Здесь $C_{i,k}^{(\alpha)}(\xi) = \Delta_{i,k}^{(\alpha)}(\xi)e^{(-1)^i q_i^{(\alpha)} z}$, $i = 1, \dots, 6$, $\eta^{(\alpha)} = 2\xi - (k_i^{(\alpha)})^2$.

Подставляя (11) в условия (3), (4), получим интегральные уравнения для нахождения функций $\Delta_{i,k}^{(\alpha)}(\xi)$. В общем случае получить решение не представляется возможным, однако некоторые упрощения можно получить используя асимптотические оценки при $\xi \rightarrow +\infty$, считая, что в силу изотропии слоя и подложки отсутствует.

Зависимость от угла θ , при рассмотрении отраженного поля в слое считаем, что напряжения на свободной границе отсутствуют

$$\sigma_{rz}^{(2)} = \sigma_{\theta z}^{(2)} = \sigma_{zz}^{(2)} = 0 \text{ при } z = -h, \quad (12)$$

Рассмотрим оценки для коэффициентов концентрации напряжений, используя асимптотические оценки для напряжений при $r \rightarrow a$.

Коэффициенты напряжений K_I , K_{II} в данном случае вводятся соотношением [8]

$$K_I + iK_{II} = \left(\sigma_{rr}^{(2)}(r, 0) + i\sigma_{rz}^{(2)}(r, 0) \right) \frac{\sqrt{r^2 - a^2}}{(r^2 - a^2)^{\gamma_1} (r^2 + a^2)^{\gamma_2}}$$

$$\gamma_1 = -i\xi, \quad \gamma_2 = i\xi, \quad \xi = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{(1 + \beta)}{(1 - \beta)}, \quad (13)$$

$$\beta = \frac{\mu^{(2)}(k^{22} - 1) - \mu^{(1)}(k^{12} - 1)}{\mu^{(2)}k^{12}(k^{22} - 1) + \mu^{(1)}k^{22}(k^{12} - 1)}.$$

Для напряжений получается оценка, которую запишем в виде

$$\sigma^{(2)}(r, 0) = \left(\sigma_{rr}^{(2)}(r, 0) \quad \sigma_{rz}^{(2)}(r, 0) \right) = -\frac{2rm_1\mu^{(2)}}{\sqrt{\pi}} \rho \varepsilon w g \sum_{n=0}^N P_n(1) C_n$$

$$\rho = \begin{bmatrix} i & 1 \\ 1 & i \end{bmatrix}, \quad \varepsilon = \begin{bmatrix} i & 0 \\ 0 & -i \end{bmatrix}, \quad w(r) = \begin{bmatrix} \theta & 0 \\ 0 & \theta \end{bmatrix}, \quad \theta = \frac{(r-a)^{\gamma_1} (r+a)^{\gamma_2}}{\sqrt{r^2 - a^2}}, \quad (14)$$

$$g = \begin{bmatrix} \tau D_1 & 0 \\ 0 & \tau^{-1} D_2 \end{bmatrix}, \quad \tau = \sqrt{\frac{1+\beta}{1-\beta}}, \quad D_i = \frac{r(1+\gamma_i)}{r(1/2 + \gamma_i)}, \quad i = 1, 2.$$

На рис. 2 представлена зависимость K_I / K_I^* от $k_0 = k_i^{(1)} a$ при $a/h = 0,5 - 1$ кривая, $a/h = 1 - 2$ кривая, $a/h = 2 - 3$ кривая.

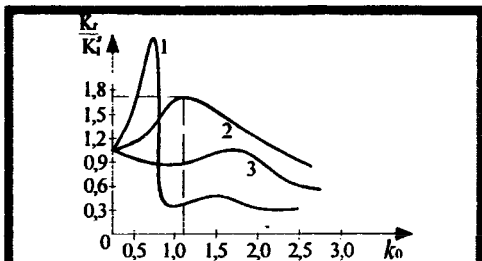


Рисунок 2 - Зависимость коэффициента интенсивных напряжений K_I / K_I^*

в зависимости от k_0 - соотношения между длиной поперечной волны в полупространстве и радиусом трещины при
1) $a/h = 0,5$, 2) $a/h = 1$,
3) $a/h = 2$

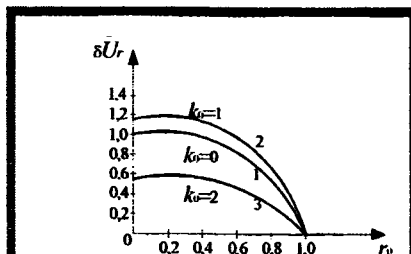


Рисунок 3 - Зависимость трещины $\delta \bar{U}_r$ оси r_0 при: 1) $k_0 = 0$,
2) $k_0 = 1$, 3) $k_0 = 2$.

Оценка для величины раскрытия трещины также получается на основе асимптотических интегральных уравнений.

$$\begin{aligned} \delta \bar{U}_0(r_0) &= \delta \bar{U}(r_0) / \delta \bar{U}_z^2(0, 0), \quad r_0 = r / a, \\ \delta \bar{U}(r_0) &= \begin{bmatrix} \delta U_r \\ \delta U_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_r^{(2)}(r, 0) - U_r^{(1)}(r, 0) \\ U_z^{(2)}(r, 0) - U_z^{(1)}(r, 0) \end{bmatrix}, \\ \delta \bar{U}(r_0) &= \frac{2}{\pi r_0} \sum_{k=0}^N \int_0^1 \theta(\zeta, r_0) \rho \omega(\zeta) \bar{P}_n(\zeta) d\zeta \quad \text{от } r_0 \leq 1. \\ \theta(\zeta, r_0) &= \begin{bmatrix} -\zeta / \sqrt{\zeta^2 - r_0^2} & 0 \\ 0 & r_0 / \sqrt{\zeta^2 - r_0^2} \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (15)$$

Зависимость величины раскрытия трещины $\delta \bar{U}_r$ в зависимости от r_0 при 1) $k_0 = 0$, 2) $k_0 = 1$, 3) $k_0 = 2$; $a/h = 1$ представлена на рис. 3

Выводы:

- 1) Из рис.2 следует, что зависимость коэффициента интенсивности напряжений имеет максимальное значение при длинах волн, кратких радиусу трещины.
- 2) Раскрытие трещины максимально в динамике ($k_0 = 1$), когда длина волны равна радиусу трещины, причем в этом случае она больше, чем в статическом случае ($k_0 = 0$).
- 3) Таким образом, наиболее надежна методика обнаружения трещины состоит в возбуждении волнового поля со спектром частот (длин волн) в области резонансных значений. Дифракционное взаимодействие волны с трещиной (включением) является сигналом о наличии трещин определенного масштаба.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чигарев А.В., Юринок В.И. Оптимальное оценивание функции поврежденности материала по измерению АЭ «Акустическая эмиссия материалов и конструкций». – Ростов-на-Дону: сб. тер. докл. I Всесоюзная конференция, часть II, 1984. – с. 182-184.
2. Gubernatis J.E. Long-wave approximation for the scattering of elastic waves from flows with application to ellipsoidal voids and inclusions. J. Appl. Phys. v. 50, №6. – 1979, pp. 4046-4058.
3. Чигарев А.В. Распространение скачков напряжений акустической эмиссии в неоднородных средах. – Ростов-на-Дону: сб. тер. докл. I Всесоюзная конференция «Акустическая эмиссия материалов и конструкций», часть I, 1984. – с. 15-16.
4. Чигарев А.В. Распространение ударных волн в стохастически неоднородной упругой среде. Прикладная механика, т. 8. вып. 5, 1972 – с. 69-74.
5. Труэлл Р., Эльбаум Ч., Чик Б. ультразвуковые методы в физике твердого тела. М.: Мир, 1972. – 307с.
6. Лурье А.И. Теория упругости. М.: «Наука», 1970. – 939с.
7. Справочник по специальным функциям. М.: «Наука», 1979. – 832.
8. Астафьев Л.В. Нелинейная механика разрушения. «Самарский университет», 2001. – 631с.

УДК 539.3 519.6 519.5

Мелешко И.Н., Чигарев А.В.

ДЕФОРМАЦИЯ КРУГОВОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ НЕССИМЕТРИЧНЫХ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЯХ

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Прогиб пластины под действием нагрузки распределенной по контуру изучается во многих прикладных задачах теории упругих пластин [1]. Как правило рассматриваются нагрузки равномерно распределенные по контуру. В случае кинематических граничных условий зависимость перемещений и их производных от круговой координаты усложняет решение задачи.

В данной работе на основе точного решения предельной задачи в интегральном виде конструируется его приближенное представление логарифмами. Полученные в работе приближенные фор-

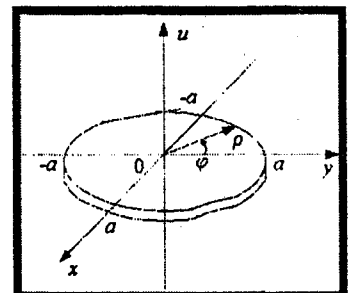


Рисунок 1

мулы сравнительно просты, не содержат квадратур и позволяют оценить погрешность вычислений.

Постановка задачи

Круглая упругая пластина имеет радиус a и по контуру заданы перемещения и радиальные деформации, зависящие от угловой координаты рис. 1.

Изгибные перемещения $u(\rho, \varphi)$ удовлетворяют уравнению

$$\Delta u = 0, \quad \rho < a$$

$$u|_{\rho=a} = g(\varphi), \quad \left. \frac{\partial u}{\partial \rho} \right|_{r=0} = L(\varphi), \quad -\pi \leq \varphi \leq \pi.$$

Переходя к безразмерной радиальной координате $r = \rho / a$ запишем уравнения в виде

$$\Delta u = 0, \quad r < 1. \tag{1}$$

$$u|_{r=1} = g(\varphi), \quad \left. \frac{\partial u}{\partial r_2} \right| = L(\varphi) \cdot a^{-1} = l(\varphi). \tag{2}$$

Оператор $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2}$.

1. Точное решение задачи (1), (2) в предельном случае.

Бигармоническое уравнение (1) при граничных условиях (2) имеет единственное решение и искомая бигармоническая функция $u = u(r, \varphi)$ может быть представлена в единичном круге с центром в начале координат с помощью двух гармонических функций $u_1 = u_1(r, \varphi)$ и $u_2 = u_2(r, \varphi)$ в виде

$$u = (r^2 - 1)u_1 + u_2. \tag{3}$$

При этом из граничных условий (2) для бигармонической функции u следуют граничные условия для гармонических функций u_1 и u_2

$$u_2|_{r=1} = g(\varphi), \quad \left(2u_1 + \frac{\partial u_2}{\partial r} \right) \Big|_{r=1} = l(\varphi). \tag{4}$$

Гармонические в круге функции u_1 и u_2 при граничных условиях (4) могут быть найдены при помощи интеграла Пуассона

$$u_2(r, \varphi) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) \frac{1 - r^2}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau, \tag{5}$$

$$u_1(r, \varphi) = \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} l(\tau) \frac{1 - r^2}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau - r \frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r} \right]. \tag{6}$$

Подставляя эти выражения для u_1 и u_2 в формулу (3), получаем точное решение предельной задачи (1), (2) в виде

$$u(r, \varphi) = \frac{r^2 - 1}{2} \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} l(\tau) \frac{1 - r^2}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau - r \frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r} \right] + \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) \frac{1 - r^2}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau. \tag{7}$$

2. Приближенное решение предельной задачи (1), (2).

Для приближения интегралов Пуассона в представлении решения (7) воспользуемся полученной в [2] приближенной формулой и способом оценки ее погрешности. Можем записать приближенные равенства

$$\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} l(\tau) \frac{1 - r^2}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau \approx \sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) l(\varphi_k), \tag{8}$$

где коэффициенты

$$A_k(r, \varphi) = \frac{1}{2\pi} \left[h + 2 \operatorname{Im} \left(\ln \left(1 - ze^{-i(\varphi_k + \frac{h}{2})} \right) - \ln \left(1 - ze^{-i(\varphi_k - \frac{h}{2})} \right) \right) \right], \tag{10}$$

А узлы $\varphi_k = kh$, $k = -n, \dots, -1, 0, 1, \dots, n$, $h = \frac{2\pi}{n+1}$. Квадратурные суммы в (8), (9) обладают замечательным свойством [2]: все коэффициенты $A_k(r, \varphi)$ неотрицательны при всех r и φ и удовлетворяют соотношению

$$\sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) = 1.$$

Однако, чтобы получить приближение производной $\frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r}$ в формулах (6), (7), нам потребуется специальная приближенная формула для интеграла (5).

Гармоническая функция внутри единичного круга $u_2(r, \varphi)$ представима также рядом

$$u_2(r, \varphi) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) d\tau + \frac{1}{\pi} \sum_{-n}^n r^k \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) \cos(\tau - \varphi) d\tau.$$

Тогда

$$\begin{aligned} r \frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r} &= \frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} k r^k \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) \cos(\tau - \varphi) d\tau = \frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} k r^k \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) d \sin(\tau - \varphi) = \\ &= \frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} r^k \left[g(\tau) \sin k(\tau - \varphi) \Big|_{-\pi}^{\pi} - \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \sin k(\tau - \varphi) d\tau \right] = \\ &= -\frac{1}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} r^k \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \sin k(\tau - \varphi) d\tau = \\ &= \sum_{k=1}^{\infty} r^k \left[\left(-\frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \sin k\tau d\tau \right) \cos k\varphi + \left(\frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \cos k\tau d\tau \right) \sin k\varphi \right]. \end{aligned}$$

Заменяя последний ряд интегралом, получим

$$r \frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \frac{2r \sin(\tau - \varphi)}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau. \quad (12)$$

По системе точек (11) построим квадратную формулу для интеграла в (12). Пусть

$$g'(\varphi) \approx \tilde{g}'(\varphi) = \sum_{-n}^n \theta_k(\varphi) g'(\varphi_k), \quad (13)$$

где

$$\theta_k(\varphi) = \begin{cases} 1, & \varphi \in \left[\varphi_k - \frac{h}{2}, \varphi_k + \frac{h}{2} \right], \\ 0, & \varphi \notin \left[\varphi_k - \frac{h}{2}, \varphi_k + \frac{h}{2} \right]. \end{cases}$$

Тогда

$$r \frac{\partial u_2(r, \varphi)}{\partial r} = -\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g'(\tau) \frac{2r \sin(\tau - \varphi)}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau \approx \sum_{-n}^n B_k(r, \varphi) g'(\varphi_k). \quad (14)$$

Где коэффициенты

$$B_k(r, \varphi) = -\frac{1}{2\pi} \int_{\varphi_k - \frac{h}{2}}^{\varphi_k + \frac{h}{2}} g'(\tau) \frac{2r \sin(\tau - \varphi)}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau. \quad (15)$$

Займемся вычислением коэффициентов $B_k(r, \varphi)$. Преобразовав ядро под знаком интеграла в (12) в ряд

$$\begin{aligned} \frac{2r \sin(\tau - \varphi)}{1 - 2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} &= -\operatorname{Im} \frac{t+z}{t-z} = -\operatorname{Im} \left(\frac{2t}{t-z} - 1 \right) = \\ &= -2 \operatorname{Im} \left(\sum_{m=1}^{\infty} \frac{z^m}{t^m} \right) = -2 \sum_{m=1}^{\infty} r^m \sin m(\tau - \varphi) \end{aligned}$$

получаем

$$B_k(r, \varphi) = \frac{1}{\pi} \sum_{m=1}^{\infty} r^m \int_{\varphi_k - \frac{h}{2}}^{\varphi_k + \frac{h}{2}} g' \sin m(\tau - \varphi) d\tau = -\frac{1}{\pi} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^m}{m} \left[\cos m \left(\varphi_k + \frac{h}{2} - n \right) - \cos m \right] =$$

$$= -\frac{1}{\pi} \operatorname{Re} \left[\sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^m e^{im \left(\varphi_k - \frac{h}{2} - \varphi \right)}}{m} - \frac{r^m e^{im \left(\varphi_k - \frac{h}{2} - \varphi \right)}}{m} \right].$$

Заменим ряды их суммами. Тогда коэффициенты

$$- B_k(r, \varphi) = \frac{1}{\pi} \operatorname{Re} \left[\ln \left(1 - z e^{-i \left(\varphi_k - \frac{h}{2} \right)} \right) - \ln \left(1 - z e^{-i \left(\varphi_k + \frac{h}{2} \right)} \right) \right]. \quad (16)$$

Подставляя приближенные выражения интегралов (8), (9), (14) с коэффициентами (11), (16) в формулу (7), находим приближенное решение предельной задачи (1), (2)

$$\tilde{u}(r, \varphi) = \sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) g(\varphi_k) - \frac{1-r^2}{2} \left[\sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) l(\varphi_k) - \sum_{-n}^n B_k(r, \varphi) g'(\varphi_k) \right].$$

Оценим погрешность приближенного решения.

Теорема. Пусть функция $l(\varphi)$ непрерывна на отрезке $[-\pi, \pi]$, а $g(\varphi)$ — непрерывно дифференцируемая функция на этом отрезке, тогда имеет место следующая оценка погрешности приближенной формулы (17):

$$|u(r, \varphi) - \tilde{u}(r, \varphi)| \leq \frac{1-r^2}{2} \omega(l, h) + \omega(g, h) + \omega(g', h), \quad (18)$$

где $\omega(l, h)$, $\omega(g, h)$, $\omega(g', h)$ — модули непрерывности соответствующих функций.

Если же функции $l(\varphi)$ и $g'(\varphi)$ также непрерывно дифференцируемы на $[-\pi, \pi]$, то справедливо неравенство

$$|u(r, \varphi) - \tilde{u}(r, \varphi)| \leq \frac{1}{2} \left(\frac{1-r^2}{2} M_l + M_g + M_g^* \right) h, \quad (19)$$

$$M_l = \max_{\varphi \in [-\pi, \pi]} |l(\varphi)|, \quad M_g = \max_{\varphi \in [-\pi, \pi]} |g(\varphi)|, \quad M_g^* = \max_{\varphi \in [-\pi, \pi]} |g'(\varphi)|.$$

Доказательство. Сравнивая формулы (7) и (17), получаем

$$|u(r, \varphi) - \tilde{u}(r, \varphi)| \leq \left| \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} g(\tau) \frac{1-r^2}{1-2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau - \sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) g(\varphi_k) \right| +$$

$$+ \frac{1-r^2}{2} \left| \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} l(\tau) \frac{1-r^2}{1-2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau - \sum_{-n}^n A_k(r, \varphi) l(\varphi_k) \right| + \quad (20)$$

$$+ \frac{1-r^2}{2} \left| r \frac{du_2(r, \varphi)}{dr} - \sum_{-n}^n B_k(r, \varphi) g'(\varphi_k) \right| = E_1(r, \varphi) + E_2(r, \varphi) + E_3(r, \varphi).$$

Воспользовавшись способом оценки приближенных формул для интеграла Пуассона в работе [2] находим, что

$$E_1(r, \varphi) \leq \frac{1-r^2}{2} \omega(l, h), \quad E_2(r, \varphi) \leq \omega(g, h), \quad (21)$$

если функции $l(\varphi)$ и $g(\varphi)$ непрерывны на отрезке $[-\varphi, \varphi]$ и

$$E_1(r, \varphi) \leq \frac{1-r^2}{4} M_l h, \quad E_2(r, \varphi) \leq \frac{M_g}{2} h, \quad (22)$$

если функции $l(\varphi)$ и $g(\varphi)$ непрерывно дифференцируемы на этом отрезке.

Далее, слагаемое $E_3(r, \varphi)$ запишем в виде интеграла и оценим его

$$E_3(r, \varphi) \leq \frac{1-r^2}{2} \left| \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} [g'(\tau) - \tilde{g}'(\tau)] \frac{1-r^2}{1-2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau \right| \leq$$

$$\leq \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} [g'(\tau) - \tilde{g}'(\tau)] \frac{1-r^2}{1-2r \cos(\tau - \varphi) + r^2} d\tau.$$

Под знаком последнего интеграла снова имеет ядро Пуассона.

Следовательно

$$E_3 \leq \max_{\varphi \in [-\pi, \pi]} |g'(\varphi) - \tilde{g}'(\varphi)| - \omega(g', h), \quad (23)$$

когда $g'(\varphi)$ непрерывна на отрезке $[-\pi, \pi]$ и

$$E_3(r, \varphi) \leq \frac{M^*}{2} h, \quad (24)$$

когда $g'(\varphi)$ непрерывно дифференцируема на этом отрезке.

Подставив в (20) вместо $E_1(r, \varphi)$, $E_2(r, \varphi)$, $E_3(r, \varphi)$ соответствующие оценки (21)-(24), получаем неравенства (18), (19).

Приближенная формула (17) с оценкой погрешности (19) позволяет нам получать приближенное решение предельной задачи (1), (2) с заданной точностью.

Примечание. Как известно, действительная часть интеграла Шварца представляет собой интеграл Пуассона с такой же плотностью, т.е.

$$\operatorname{Re} \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(\tau) \frac{t+z}{t-z} d\tau = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f(\tau) \frac{1-r^2}{1-2r \cos(\tau-\varphi)+r^2} d\tau, \quad (25)$$

где $t = e^{i\tau}$, $z = re^{i\varphi}$, $|z| < 1$, $-\pi \leq \varphi \leq \pi$.

Точные методы вычисления интегралов Шварца и Гильберта, изложенные в монографиях [4, 5] часто дают возможность получать точное решение предельной задачи (1), (2), не содержащее интегралов.

Пример. Пусть граничные условия (2) имеют вид

$$u|_{r=1} = \sin n\varphi \quad (n - \text{целое}) \quad \frac{\partial u}{\partial r} \Big|_{r=1} = |\varphi|, \quad -\pi \leq \varphi \leq \pi.$$

Интегралы Шварца с такими плотностями вычисляются точно

$$\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} \sin n\tau \frac{t+z}{t-z} d\tau = -iz^n, \quad \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} |\tau| \frac{t+z}{t-z} d\tau = \frac{\pi}{2} - \frac{2}{\pi} [L^2(z) - L_*^2(z)],$$

где $L^2(z)$ и $L_*^2(z)$ – полилогарифмы второго порядка, определяемые в круге $|z| < 1$ следующими рядами:

$$L^2(z) = \sum_1^{\infty} \frac{z^k}{k^2}, \quad L_*^2(z) = \sum_1^{\infty} \frac{(-1)^k z^k}{k^2}.$$

Тогда, учитывая взаимосвязь (25) интегралов Пуассона и Шварца, на основе формулы (7) находим

$$u(r, \varphi) = \frac{1-r^2}{2} \left[\frac{\pi}{2} - \frac{2}{\pi} \operatorname{Re}(L^2(z) - L_*^2(z)) - nr^n \sin n\varphi \right] + r^n \sin n\varphi.$$

Пусть $n = 1$, ограничимся в $L^2(z)$, $L_*^2(z)$ членами с $n = 2$, тогда получим

$$u(r, \varphi) = \frac{1-r^2}{2} \left[\frac{\pi}{2} - \frac{2}{\pi} r \cos \varphi - r \sin \varphi \right] + r \sin \varphi.$$

Таким образом, предложенный метод позволяет получать приближенные решения в тех случаях, когда отсутствует симметрия задачи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Огибалов П.М., Колтунов М.А. Оболочки и пластины. Московский университет, 1969. – 695с.

ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ НАНОТРУБОК ПРИ ЛАЗЕРНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Как известно, общепринятого механизма формирования нанотрубок в настоящее время не существует. Форма трубок достаточно разнообразна, что может свидетельствовать о взаимодействии нескольких механизмов [1]. Особого внимания заслуживает информация о существовании оптимальных режимов образования нанотрубок в зависимости от условия горения дуги с графитовыми электродами [1]. Максимальный выход нанотрубок зафиксирован при минимально возможном токе дуги, необходимом для ее стабильного горения [1], что достигается поддержанием межэлектродного расстояния на фиксированном уровне и эффективной системой отвода тепла от электродов. При этих условиях до 90% всей массы углерода, распыленной с анода осажается на катоде в виде сложной пространственной структуры [1], имеющий форму цилиндра и состоящего из серого стержня, покрытого черным кольцом, окруженным серой оболочкой. Черное кольцо содержит множество нанотрубок различного диаметра и длиной в десятки микрометров. В катодном осадке содержатся также наночастицы, имеющих формы многогранников и других фигур.

По сравнению с методом термического распыления графитового электрода в плазме дугового разряда метод лазерного распыления обладает рядом особенностей, которые при определенных условиях позволяют получить нанотрубки более высокого качества за счет лучшей управляемости процесса. При использовании в качестве мишени композита, представляющего собой стержень спеченный из смеси Co/Ni выход высококачественных однослойных длинных нанотрубок достигал 50%, а при облучении двумя лазерами с различными длинами волн – 90%. [1]

Предлагается термомеханическая модель распыления 2-х компонентного композита с помощью лазерного облучения мишени и модель образования наноструктур.

Вычислим сначала эффективные коэффициенты композита с учетом технологии получения его. Согласно [2] композит получался из смеси высокочистого металла (или оксида металла) с графитом, которой заполнялась форма и выдерживалась под постоянным давлением и температуре 120°C в течение 4-5 ч. Затем спеченный стержень вулканизировался при 810°C в течение 8 ч. под потоком аргона. Затем полученные мишени в течение 12 ч. находились в потоке аргона при температуре до 1200°C.

Из описания технологии следует, что компоненты, в результате образующие композит изменяли свои упругие и теплопроводные свойства. Вследствие этого их эффективные коэффициенты не могут быть рассчитаны по формулам теории смесей или другим формулам, не учитывающим разброс свойств.

Метод расчета эффективных коэффициентов с разбросом свойств позволяет описать влияние технологии на физико-механические свойства формируемой мишени.

1. Расчет эффективных физико-механических свойств композитных мишеней.

Пусть мишень представляет собой композит спеченный из смеси двух материалов. Обозначим материальный коэффициент λ (упругости или теплопроводности) i -того компонента через λ_i ($i = 1, 2$). Введем функцию плотности распределения $f(\lambda)$ величины λ . В начальном состоянии (до спекания)

$$f(\lambda) = \sum_{i=1}^2 c_i \delta(\lambda - \lambda_i), \quad n \quad (1)$$

$$\delta(\lambda - \lambda_i) = \begin{cases} 1 & \lambda \neq \lambda_i \\ 0 & \lambda = \lambda_i \end{cases}, \quad \int_{-\infty}^{\infty} f(\lambda) d\lambda = \sum_{i=1}^2 c_i = 1.$$

Среднее значение λ вычисляется по формуле

$$\langle \lambda \rangle = \int_{-\infty}^{\infty} \lambda f(\lambda) d\lambda = \sum_{i=1}^n c_i \lambda_i \quad (2)$$

из которой следует, что c_i имеют смысл объемных концентраций компонентов λ_i . В результате спекания и других технологических операций компоненты композита претерпят некоторые изменения, которые будем описывать как появление разброса свойств от значений исходных компонент. Математически это соответствует тому, что функция $f(\lambda)$ будет иметь не δ -образный характер, а некоторый, редуцированный из него. Рассмотрим простую редуцию $f(\lambda)$ от вида (1) к треугольному распределению типа изображенного на рис. 1.

$$f(\lambda) = \begin{cases} \frac{2\rho_1}{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{12}} + \frac{2\rho_2}{(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{12})\varepsilon_{11}} (\lambda - \lambda_1), & \varepsilon\rho\lambda\theta \quad \lambda \in [\lambda_1 - \varepsilon_{11}, \lambda_1] \\ \frac{2\rho_1}{\varepsilon_{11} + \varepsilon_{12}} - \frac{2\rho_2}{(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{12})\varepsilon_{12}} (\lambda - \lambda_1), & \varepsilon\rho\lambda\theta \quad \lambda \in [\lambda_1, \lambda_1 + \varepsilon_{12}] \\ 0 & \delta\lambda \square \xi\rho\varsigma\delta\lambda\acute{o}\nu\ddot{\nu} \quad \lambda, \quad i = 1, 2. \end{cases} \quad (3)$$

$$c_1 + c_2 = 1.$$

Если эффективные модули упругости λ^* (коэффициентов теплопроводности) равны средним $\langle \lambda \rangle_f$, то получим

$$\langle \lambda \rangle_f = \lambda^* = \langle \lambda \rangle_c + [(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{12}) + (\varepsilon_{21} - \varepsilon_{22})] / 3,$$

верхнюю оценку истинных значений модулей упругости (коэффициентов теплопроводности), оценка Фойхта.

Полагая

$$\left(\frac{1}{\lambda}\right)_f^{-1} = \lambda^*, \quad \langle \lambda \rangle_f = \int_{-\infty}^{\infty} \lambda f(x) d\lambda, \quad \langle \lambda \rangle_c = \sum_{i=1}^2 c_i \lambda_i$$

получим нижнюю оценку (оценку Рейсса) истинных значений модулей упругости (коэффициентов теплопроводности).

Изменение параметров ε_{ij} зависит от технологии получения композита из двухкомпонентной смеси и определения кинетическими уравнениями типа

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{dt} = f(t, \sigma_{ij}, e_{ij}, \delta_{ij}, T, \Omega_{ij}),$$

где t – время, σ_{ij} – напряжение, e_{ij} – деформация, T – температура, Ω_{ij} другие технологические параметры.

Композиты, представляющие собой смесь, имеют случайную неупорядоченную структуру, описываемую корреляционными функциями экспоненциального типа. Однако за счет проектирования структуры материала мишени можно управлять процессом формирования нанотрубок. Для этого необходимо сформировать структуру, которая в направлении падения лазерного импульса имеет слоистую структуру, в которой связность слоев значительно меньше, чем структур в пределах слоя. Кроме того структура каждого слоя имеет периодический или квазипериодический характер, причем периодичность ячейки связывается с размерами и формами нанотрубок.

Отметим, что одна из возможных корреляционных функций, описывающих такую структуру имеет вид

$$R(\rho, z - na) = R_0 \delta(z - na) R(\rho). \quad (4)$$

Возможные типы $R(\rho)$ для периодической и квазипериодической структур

$$\begin{aligned} R_p(\rho) &= \cos \rho b, \quad \rho \left[(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 \right]^{1/2}, \\ R_{\text{кв}}(\rho) &= e^{-\rho/b} \left[\cos \rho / b + \frac{b_1}{b} \sin \rho / b_1 \right], \end{aligned} \quad (5)$$

где n – номер слоя, a – толщина слоя, b – радиус корреляции, b_1 – период, $\delta(z - na)$ – δ -функция Дирака.

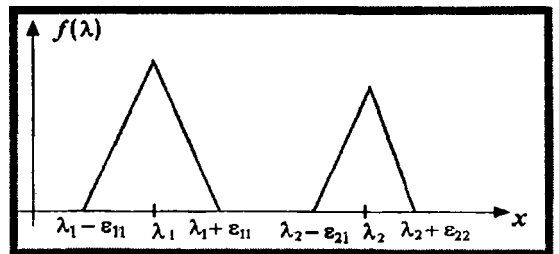


Рисунок 1.

Технология производства мишени со слоистой структурой и с периодической структурой слоев может быть реализована методами парниковых технологий.

Рассмотрим теперь задачу о лазерном нагреве мишени и возможности ее разрушения с образованием зародышей структур типа нанотрубок. Лазерное воздействие характеризуется импульсным скачком температуры на поверхности, который приводит к резкому увеличению кинетической энергии некоторого кластера частиц, расположенных в граничном слое и достаточной для совершения работы по отрыву частиц кластера слоя от частиц нижележащего слоя. Неравномерность разрыва связей с соседним кластером в слое и с соседним слоем формирует геометрию отслоившейся структуры.

Отметим, что импульсное лазерное воздействие может возбудить в мишени волны, причем влияние динамических эффектов растет с уменьшением толщины граничного слоя [3].

Возбуждение волн, на фронте которых происходит скачок напряжений, скоростей, деформаций может приводить к скачку перемещений, что и характеризует отрыв слоя и его скручивание. Заметим, что модель процесса разрушения мишени с образованием наноструктур может быть модифицирована, если мишени изготавливать с заранее спроектированным полем остаточных напряжений, способствующих процессу послойного распыления мишени при меньших интенсивностях воздействия. Это является важным моментом, т.к. известно, что сравнительно небольшое превышение температуры над оптимальной ведет к спеканию образующихся структур [1]. Наложение ультразвукового поля на мишень также способствует тому, что мишень будет распыляться с образованием нужных структур при меньшей температуре.

2. Термомеханическая модель образования наноструктур

Пусть на торцевую часть цилиндра действует температура вследствие чего идут процессы горения, испарения, и разрушения поверхностного слоя. Процесс термического разрушения связан с растрескиванием нагреваемого слоя трещинами параллельными поверхности нагрева и перпендикулярными к ней. Отслаивающиеся пластинки в зависимости от размеров, температуры, давления могут принимать различные формы, в том числе трубчатые Рис. 1

Оценим диапазон температур, необходимых для образования структур слоистого типа. Естественно предположить, что на процесс влияет температура в тонком пограничном слое, который в силу своей неоднородности деформируется неравномерно и прежде всего растрескивается, а затем получившиеся структуры подвергаются дальнейшим превращениям.

Тепловая энергия поступающая на поверхность тратится на увеличение внутренней энергии поверхностного слоя, образование сети трещин (образование сети свободных поверхностей), на сворачивание части крупных нанопластин в трубки. Если учитывать, что идет процесс абляции (унос вещества с поверхности), то необходимо учесть энергию тепла, преобразующуюся в кинетическую энергию абляции. Резкое тепловое воздействие возбуждает в цилиндре волны, которые при определенных условиях способствуют отрыву нанопластин.

Таким образом, можно записать

$$dQ = dA_{\text{дет}} + dA_{\text{конт}} + dA_{\text{кросх}} + dA_{\text{вал}} + dQ$$

$$dA_{\text{дет}} = \sigma_{ij} e_{ij}, \quad dA_{\text{конт}} = 2\gamma \sum_{i=1}^n \iint dS, \quad (6)$$

$$dA_{\text{кросх}} = \sum_{k=1}^N M_k d\varphi_k, \quad dA_{\text{вал}} = \sum_{i=1}^M m_i \frac{V_i^2}{2}.$$

Здесь по повторяющимся индексам идет суммирование, в $dA_{\text{конт}}$ суммируются элементарные работы на поверхностях всех образующихся трещин, в $dA_{\text{кросх}}$ суммируется работа на скручивание атомных плоскостей в трубки, образование других типов структур, $dA_{\text{вал}}$ работы по распылению (абляции) всех образовавшихся структур, dQ , – часть тепла на горение с образованием золы.

Пусть на мишень действует одиночный тепловой импульс на протяжении времени Δt так, что имеем

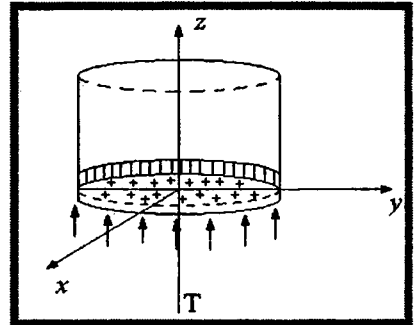


Рисунок 2

$$Q(t) = Q_0[\theta(t) - \theta(t - \Delta t)],$$

где $\theta(t)$ – функция Хевисайда.

Нагрев описывается уравнением теплопроводности $a\Delta T = \frac{\partial T}{\partial t}$

$$\begin{aligned} \text{оп}\theta \quad t = 0 \quad T &= \theta, \\ \text{оп}\theta \quad z = 0 \quad \frac{\partial T}{\partial z} &= h(T - \theta). \end{aligned} \quad (7)$$

Распределение температуры в пограничном слое находится из решения уравнения теплопроводности [3, 4] и имеет вид

$$T = \frac{z}{\lambda\sqrt{\pi}} \int_{\xi_0}^{\infty} \frac{Q}{\xi^2} e^{-\xi^2} d\xi, \quad \xi_0 = \frac{z}{2\sqrt{at}}. \quad (8)$$

Обозначим

$$a = \frac{\lambda}{c\gamma_1}, \quad \xi_1 = \frac{\xi_0}{\sqrt{1 - \frac{\Delta t}{t}}}, \quad (9)$$

Проинтегрируем (8) по частям и получим при $0 < t < \bar{t}$

$$\frac{\lambda T}{Q_0} = a\sqrt{2} \sqrt{\frac{t}{\pi}} \left\{ e^{-\xi_0^2} - \sqrt{1 - \frac{\Delta t}{t}} e^{-\xi_1^2} + [\Phi(\xi_0) - \Phi(\xi_1)] \xi_0 \sqrt{\pi} \right\}, \quad (10)$$

где $\Phi(\xi)$ – интеграл Гаусса.

Область резких перепадов температуры определяется условием

$$\xi < 1, \quad z < 2\sqrt{a\Delta t} \quad (11)$$

При условии (11) и при $t < \Delta t$ разложим функцию Гаусса в ряд по степеням ξ_0 , тогда получим

$$T = \frac{2\sqrt{a}Q_0}{\lambda} \sqrt{\frac{t}{\pi}} \left[1 - \xi_0 \sqrt{\pi} + \xi_0^2 - \frac{1}{6} \xi_0^4 + \dots \right], \quad 0 < t \leq \bar{t}. \quad (12)$$

Толщина пограничного слоя $z = \delta_m$ – это такая глубина, на которой в конце теплового удара $t = \Delta t$ температура T обращается в нуль в линейном по z разложении (12), т.е. при $\xi_0 = \frac{1}{\sqrt{\pi}}$ и следовательно,

$$\delta_m = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{a\Delta t} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\lambda\Delta t}{c\gamma_1}} \quad (13)$$

Внутри слоя ($z \leq \delta_m$) в период теплового импульса ($0 \leq t \leq \Delta t$) температура T определяется формулой

$$T = \frac{2\sqrt{a}Q_0}{\lambda} \sqrt{\frac{t}{\pi}} (1 - \xi_0 \sqrt{\pi} + \xi_0^2). \quad (14)$$

Подслоем δ слоя δ_m будем называть такой слой, в котором температура, определяемая формулой (14) возникает к моменту времени t

$$\delta = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{at} = \delta_m \sqrt{\frac{t}{\Delta t}}, \quad t \leq \Delta t. \quad (15)$$

В формуле (14) ξ_0 имеет значение

$$\xi_0 = \frac{z}{2\sqrt{at}} = \frac{z}{\delta\sqrt{\pi}}, \quad z \leq \delta(t) \leq \delta_m. \quad (16)$$

В слое к моменту $t \leq \Delta t$ концентрируется все тепло, которое сообщается телу за время $t - Q_0 t$ и величина тепла в слое δ согласно (14), равна

$$\int_0^{\delta} \rho\gamma_1 T dz = c_1\gamma_1 \delta \sqrt{\pi} \int_0^1 T d\xi = \frac{4}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{3}{4} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} \right) Q_0 t. \quad (17)$$

Температура на поверхности $z = 0$ при $t = \Delta t$ равна

$$T_m = \frac{2\sqrt{a}Q_0}{\lambda} \sqrt{\frac{\Delta t}{\pi}} = \frac{\delta_m Q_0}{\lambda}. \quad (18)$$

Закон нарастания температуры в слое

$$T_0 = T_m \sqrt{\frac{t}{\Delta t}}, \text{ при } z = 0$$

$$T = T_m \sqrt{\frac{t}{\Delta t}} \left(1 - \frac{z\sqrt{\pi}}{2\sqrt{at}} + \frac{z^2}{4at} \right) \quad 0 \leq z \leq \delta_m. \quad (19)$$

Вычислим чему равны наибольшие напряжения и деформации в наружном слое. По условию задачи имеем

$$\sigma_r = 0, \quad \sigma_\theta = \sigma_z, \quad \varepsilon_r \neq 0, \quad \varepsilon_\theta = \varepsilon_z = 0.$$

Здесь индексы r, θ, z означают направления по радиусу, в окружном направлении и осевом соответственно.

Относительные изменения объема вещества слоя на глубине z_1 , равное $\varepsilon = \varepsilon_r$, связано со средним напряжением $2/3\sigma$ законом Гука

$$\sigma_\theta = \frac{3}{2} K(\varepsilon_r - 3\alpha_1 T_1). \quad (20)$$

Максимальное касательное напряжение τ и максимальный сдвиг γ на каждой глубине z_1 выражается через θ и r

$$\tau = -\frac{1}{2} \sigma_\theta, \quad \gamma = \varepsilon_r. \quad (21)$$

Величины τ и γ связаны между собой функцией упрочнения

$$\tau = F(\gamma). \quad (22)$$

Из (19) получаем закон упругости

$$\tau = \frac{3}{4} K(-\gamma + 3\alpha_1 T_1) \quad (23)$$

И добавляем закон упрочнения

$$\tau = F(\gamma) = G\gamma[1 - \omega(\gamma)]. \quad (24)$$

Для функции $\omega(\gamma)$ используется линейный закон

$$\omega = \begin{cases} 0 & \gamma \leq \gamma_s = \frac{\tau_s}{G} \\ \lambda_s \left(1 - \frac{\gamma_s}{|\gamma|} \right) & \lambda_s = \frac{G - G_s}{G}, \quad \gamma \geq \gamma_s \end{cases} \quad (25)$$

Из формул (23), (24) находи $\gamma = \gamma', \tau = \tau_1$, соответствующие максимальной температуре. Обозначая T_s – температуру растрескивания материала, находим

$$T_s = \frac{(3K + 4G)\gamma_s}{9K\alpha_1}. \quad (26)$$

Максимальные деформации сжатия в слое

$$\gamma' = \frac{\gamma_s}{1 - n\lambda_s} \left(\frac{T_1}{T_s} - n\lambda_s \right), \quad T_1 \geq T_s, \quad n = \frac{4G}{3K + 4G}. \quad (27)$$

Толщина нанослоев, из которых образуются трубки известна и равна δ_m , тогда из (18), (19) находится температура, которая должна быть создана на поверхности, чтобы напряжения в слое достигали предельных значений.

Таким образом, поверхностный слой будет разрушаться, причем вследствие случайной геометрии трещин продукты разрушения имеют различную структуру, в том числе трубчатую, которая в дальнейшем может служить зародышем для дальнейшего синтеза структур, например, закрывание трубок полусферой.

3. Учет динамических эффектов

Рассмотрим одномерное волновое движение, среды под действием температуры при котором $u = v = 0$, $w = w(z, t)$ [3]. Тогда

$$e_{xx} = e_{yy} = 0, \quad e_{zz} = \frac{1}{1-\mu} \left[\frac{1-2\mu}{2G} \sigma_{zz} + (1+\mu)\alpha T \right], \quad (28)$$

Уравнение распространения волны имеет вид [3]

$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} = \rho \frac{\partial w}{\partial t^2} \quad (29)$$

с учетом (28) из (29)

$$\frac{\partial^2 \sigma_{zz}}{\partial z^2} - \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \sigma_{zz}}{\partial t^2} = \frac{1+\mu}{1-\mu} \rho \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} \quad (30)$$

при $z=0$ $\sigma_{zz} = 0$.

Решение (30) методом преобразований Лапласа дает выражение

$$\sigma_{zz} = K(F_1(z, t)) + \begin{cases} 0 & \text{опт } t < z/c \\ F_2(z, t) & \text{опт } t > z/c \end{cases} \quad (31)$$

где функции $F_1(z, t)$, $F_2(z, t)$ зависят от функции вероятностей Лапласа.

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{1}{1-\mu} \sigma_{zz} - \frac{F_2 T}{1-\mu} \quad (32)$$

Зависимость σ_{zz}/K и T/θ от $\xi = cz/a$ и представлена на рис. 3 [3] при $\tau = c^2 t/a = 1$.

При достижении σ_{zz} предела прочности на фронте волны происходит отслоение, а при достижении σ_{xx} , σ_{yy} пределов прочности происходит разделение слоя на множество трещин, которые получив импульс отделяются от поверхности образуя среду распыления мишени. Для поддержания режима распыления мишени необходимо создать обдув мишени, уносящий продукты абляции.

Вывод:

1. Необходимо создать на поверхности мишени кратковременный регулируемый скачок температуры, что возможно достигнуть с помощью лазера импульсного действия или лазера непрерывного действия для вращающейся мишени.

2. Мишень должна обладать структурой (неоднородностью физико-механических свойств) с помощью проектирования которой предопределяется геометрия структур, образующихся при распылении мишени.

3. Создание заданных полей остаточных напряжений в мишени, наложение ультразвуковых колебаний и обдув мишени способствуют устойчивому протеканию процесса распыления.

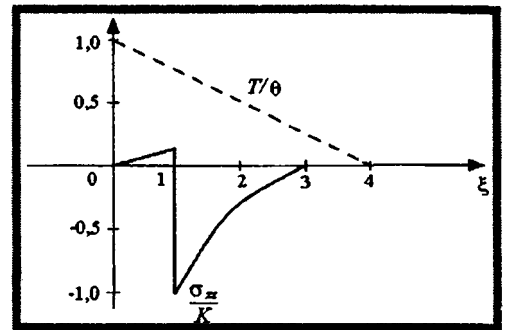


Рисунок 3

ЛИТЕРАТУРА

1. Елецкий А.В. Углеродные нанотрубки//УФН, т. 167, №9, 1997, с. 945-972.
 2. Ball P. Nature (London) 382, 207(1996). 3. Parkus H. Instationäre Wärmespannungen, Wien, Springer-Verlag, 1959, s. 252. 4. Огибалов П.М., Колтунов М.А. Оболочки и пластины. Московский унив. 1969, 695 с.

К ВОПРОСУ О МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВАХ ПРОНИЦАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОВОЛОКИ

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Устройство многих современных стационарных установок и передвижных машин предполагает использование изделий из проницаемых материалов (ПМ) на дискретной основе: порошков, войлочных набивок, проволочных спиралей, металлических сеток и пр. [1]. Условия эксплуатации этих изделий связаны с прохождением через их стенку рабочей среды (жидкости или газа). Это

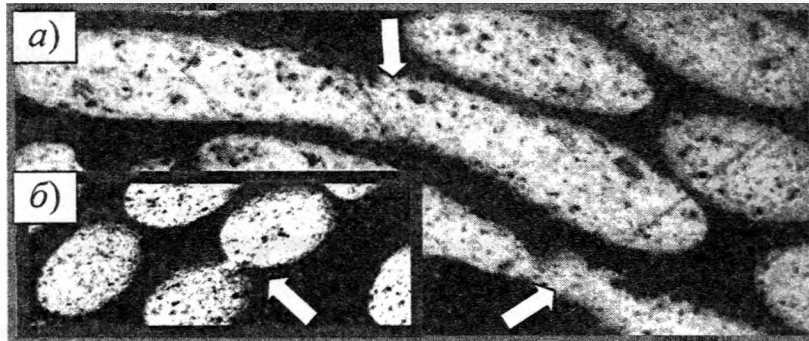


Рис. 1. Вид межвитковых контактов в поперечном сечении ПМП из проволоки X20H80 ($\times 150$):

а) при угле намотки $\beta=5^\circ$; б) при угле намотки $\beta=40^\circ$.

часто требует определения критических рабочих нагрузок, превышение которых может привести к нарушению структуры ПМ, надежности изделий и работоспособности оборудования в целом.

Среди всего многообразия ПМ заслуживающими внимания и наименее изученными являются ПМНП — проницаемые материалы на основе навиваемой проволоки (металлического непрерывного волокна), изготавливаемые, например, послойной крестовой намоткой проволоки на цилиндрическую оправку и последующим радиальным уплотнением тела намотки (ТН) и принимаемые форму пористой трубы [2, 3].



Рис. 2. Вид изгиба проволоки X20H80 диаметром $d_{np}=0,15$ мм ($\times 40$) — фрагмент поперечного сечения ПМП.

Механические свойства ПМНП обусловлены механической связностью витков проволоки в теле материала, т.е. тесно связаны с качеством сцепления витков и характером контактов между ними. И, кроме того, можно считать, что металлические связи между витками проволоки в местах их контакта отсутствуют, так как по условию изготовления подобных материалов термическая обработка может не использоваться [2, 3]. В качестве критической рабочей нагрузки для ПМНП целесообразно рассматривать такую нагрузку, которая приводит к нарушению структуры материала.

Форма и размер контактов витков проволоки при уплотнении ТН в значительной степени зависят от угла намотки β , находящегося в пределах $5^\circ \dots 45^\circ$ при навивке металлического непрерывного волокна на металлическую оправку [3, 4]. На рис. 1 представлены изображения реальных контактов в ПМ из проволоки диаметром $d_{np}=0,15$ мм при одинаковой степени относительной деформации ($\epsilon=0,6$). Очевидно, что для увеличения контактной площадки целесообразно использовать угол намотки, находящийся в начале его возможного диапазона, а с увеличением площади контакта (а именно, с образованием контактных лунок) улучшается сцепление витков, что, в свою очередь, ведет к повышению механических свойств материала в целом.

Улучшению сцепления витков проволоки при уплотнении ТН способствует, кроме того, изгиб проволоки (рис. 2). Степень изгибной деформации также связана с углом намотки β — уменьшение угла и, следовательно, рост длины межвиткового пролета, ведут к увеличению прогиба витков, а значит к лучшему сцеплению витков в теле материала и повышению его механических свойств [5].

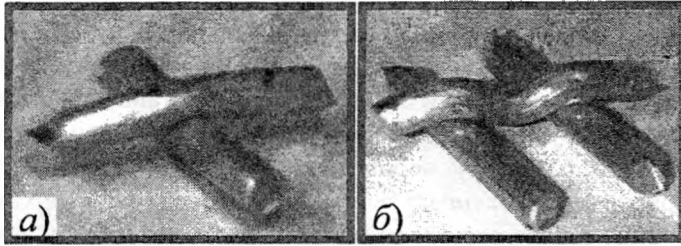


Рис. 3. Вид деформированных модельных проволок в контакте (а) и межконтактной зоне (б).

В реальных ПМНП контактное взаимодействие и изгиб витков имеет тот же характер, что и при моделировании на образцах проволоки большого диаметра (рис. 3).

Можно считать, что при создании рабочего давления наступление так называемой обратной пластической деформации в любом из витков влечет нарушение структуры материала и в дальнейшем потерю работоспособности изделия.

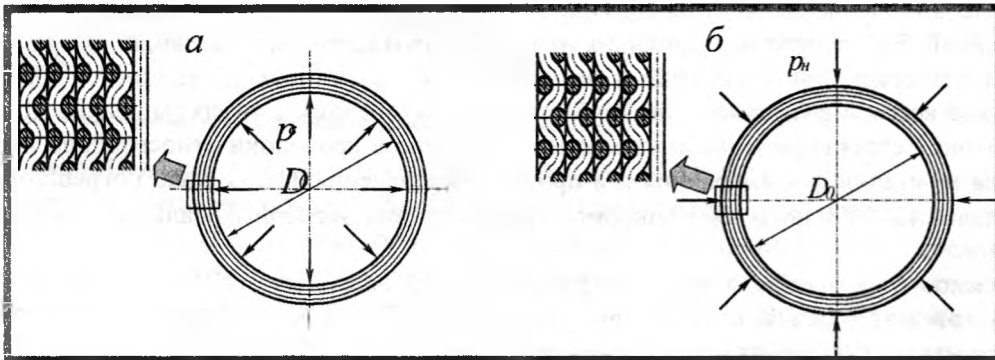


Рис. 4. Схема нагружения ПМНП:

а) внутренним рабочим давлением; б) наружным рабочим давлением.

В случае приложения рабочей нагрузки к внутренней поверхности ПМНП лимитирующим по прочности является внутренний слой витков проволоки, поскольку витки второго, третьего и последующих слоев, укладываясь в процессе уплотнения ТН на меньшем диаметре, обеспечивают виткам каждого следующего слоя больший запас длины на деформацию изгиба (рис. 4, а) [5, 6]. За счет этой “избыточной” длины изгиб проволоки способствует усложнению переплетения витков в направлении к периферии, повышая тем самым запас прочности материала.

В случае приложения рабочей нагрузки к наружной поверхности ПМНП (рис. 4, б) опасным состоянием является не потеря прочности материала, а потеря устойчивости, когда круглая форма равновесия поперечного сечения переходит в эллиптическую форму [6]. Здесь лимитирующим по устойчивости также является внутренний слой витков, и изменение его окружной формы приводит к нарушению структуры материала, но наружные слои обеспечивают некоторый запас устойчивости, сопротивляясь действию внешней нагрузки.

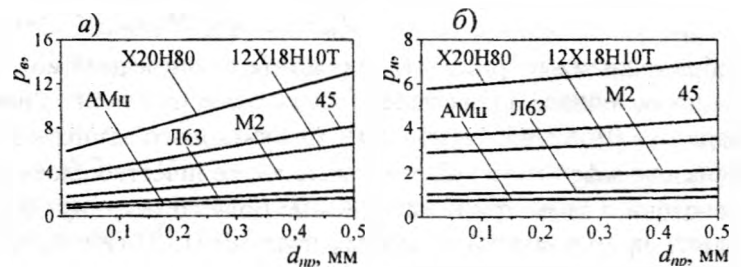


Рис. 5. Расчетные зависимости внутреннего (а) и наружного (б) радиального давления рабочей среды на стенку пористой трубы от диаметра проволоки с учетом ее материала.

Критическое внутреннее и наружное радиальное давление рабочей среды на стенку пористой трубы, рассчитанные аналитически, определяются по формулам [3, 6]:

$$p_{\beta} = 0,4 \cdot \sigma_T \cdot \left[\frac{4 \cdot d_{ox}}{D_0} + \frac{n}{(1-\varepsilon)} \cdot \left(1 + \frac{h_{\beta N}}{D_0} \right) \cdot \left(\frac{\sin 2\beta}{1+n_s} \right)^2 \right]; \quad (1)$$

$$p_v = 0,4 \cdot \sigma_{\sigma} \cdot \left[\left(\frac{11,4 \cdot d_{ox} \cdot \cos \beta}{D_0} \right)^3 + \frac{n}{(1-\varepsilon)} \cdot \left(1 + \frac{h_{\beta N}}{D_0} \right) \cdot \left(\frac{\sin 2\beta}{1+n_s} \right)^2 \right]. \quad (2)$$

Для экспериментального определения прочности ПМНП прикладывали нагрузку, равномерно распределенную по внутренней поверхности трубного изделия, и при нарушении целостности образца (разрыве проволоки на отдельных участках) или его разрушении устанавливали максимальную радиальную деформацию, соответствующую критическому давлению, при котором происходит потеря прочности материала (рис. 5, а). Для экспериментальной оценки устойчивости формы ПМНП прикладывали нагрузку, равномерно распределенную по наружной поверхности изделия, и в момент, когда поперечное сечение теряло свою устойчивую круглую форму, устанавливали то максимальное давление, при котором происходит прогиб стенки (рис. 5, б). При этом было принято, что внутренний диаметр проволоочного изделия $D_0=50$ мм, количество слоев $n=10$, угол намотки $\beta=5^\circ$, отношение межвиткового зазора к диаметру проволоки $n_s=3$.

Очевидно, что максимальное внутреннее давление, вызывающее нарушение структуры проволоочного ПМ, и максимальное наружное давление, вызывающее потерю его устойчивости, достигают большего значения при увеличении диаметра проволоки и при использовании материала с более высоким пределом текучести. При этом, чем больше диаметр проволоки, тем больше разница давлений. Результаты исследования на прочность и устойчивость свидетельствуют о том, что значения экспериментальных данных находятся ниже расчетных зависимостей (рис. 6). Это связано, прежде всего, с возможным незначительным отклонением структуры реального материала от равномерной структуры модели из-за смещения витков проволоки относительно идеального расположения на стадии формирования и в процессе уплотнения ТН. Однако погрешность испытаний в пределах 12–20% позволяет говорить о соответствии экспериментальных данных расчетным зависимостям.

Зависимости внутреннего давления рабочей среды на стенку ПМНП, вызывающего нарушение структуры материала и потерю прочности, от технологических параметров изготовления пронизаемого изделия (а именно, отношения межвиткового зазора к диаметру проволоки n_s , угла намотки β , толщины стенки $h_{ТН}$ и внутреннего диаметра D_0 изделия) ограничены поверхностями,

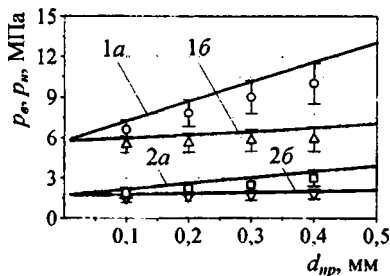


Рис. 6. Зависимости внутреннего (а) и наружного (б) радиальных давлений рабочей среды от диаметра используемой проволоки:

1 — X20H80 (O, Δ, — эксперимент);
2 — M2 (□, ∇ — эксперимент).

изображенными на рис. 7. В результате анализа режимов формирования и радиального уплотнения проволоочного ТН выявлено следующее [3, 6]. Угол намотки проволоки должен находиться в диапазоне $\beta=5 \dots 45^\circ$, отношение межвиткового зазора к диаметру используемой проволоки — в диапазоне $s/d_{пр} = n_s = 1 \dots 3$, минимальное количество слоев намотки — $n=10$, отношение диаметра проволоки к диаметру оправки — не более $d_{пр}/D_0 = n_d = 0,02$. Исходя из этого, а также, учитывая область применимости подобных изделий [1, 3] (т.е. установив $h_{ТН}=1 \dots 10$ мм, $D_0=10 \dots 50$ мм), зависимости построены в пределах принятых диапазонов. Характер изменения наружного давления рабочей среды, вызывающего потерю устойчивости ПМНП, в зависимости от параметров n_s , β , $h_{ТН}$, D_0 в пределах принятых диапазонов (рис. 8) практически не отличаются от характера изменения внутреннего давления.

С учетом проведенных исследований технологических режимов выражения (1) и (2) могут быть преобразованы и записаны в интервальном виде. Таким образом, критическое внутреннее и наружное рабочее давление для изделия в форме пористой трубы из ПМНП в зависимости от количества слоев (толщины стенки) и относительной деформации при радиальном уплотнении проволоочного ТН:

$$p_{\beta} = \sigma_T \cdot \left[0,08 + (0,0005 \dots 0,1) \cdot \frac{(1 + 0,04 \cdot n) \cdot n}{(1 - \varepsilon)} \right]; \quad (3)$$

$$p_v = \sigma_{\square} \cdot \left[(0,005 \dots 0,002) + (0,0005 \dots 0,1) \cdot \frac{(1 + 0,04 \cdot n) \cdot n}{(1 - \varepsilon)} \right]. \quad (4)$$

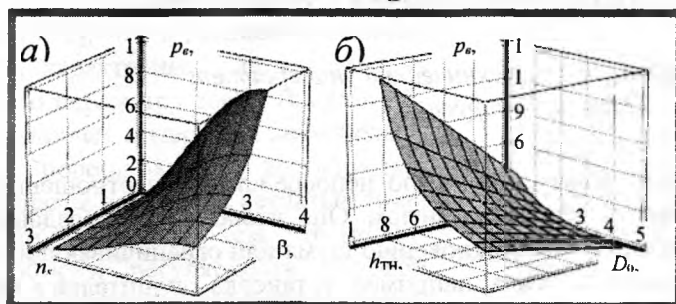


Рис. 7. Характер изменения внутреннего давления рабочей среды на стенку пористой трубы в зависимости от отношения межвиткового зазора к диаметру проволоки и угла намотки (а) и от толщины стенки и внутреннего диаметра трубы (б).

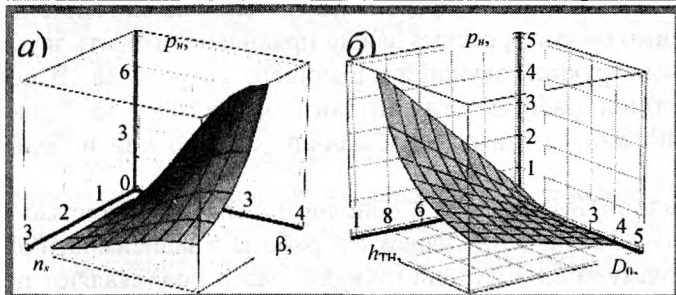


Рис. 8. Характер изменения наружного давления рабочей среды на стенку пористой трубы в зависимости от отношения межвиткового зазора к диаметру проволоки и угла намотки (а) и от толщины стенки и внутреннего диаметра трубы (б).

Вывод. С целью повышения механических свойств ПМНП следует: использовать проволоку с более высокими механическими свойствами (пределом текучести компактного материала), увеличить количество слоев, уменьшить внутренний диаметр проницаемого изделия, уменьшить пористость (уменьшить межвитковый зазор, увеличить степень уплотнения). Уменьшение диаметра проволоки, с одной стороны, может привести к снижению прочности и устойчивости изделия, но, с другой стороны, это обеспечивает увеличение количества межвитковых контактов, что сопровождается увеличением количества формирующихся при уплотнении проволочного ТН так называемых узлов сцепления витков и, следовательно, упрочнением структуры ПМ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пористые проницаемые материалы: Справочник / Под ред. С.В. Белова.— М.: Металлургия, 1987. — 335 с.
2. Якубовский А., Петюшик Е. Технология получения пористых проволочных изделий // Материалы 22-го междунар. научного симпозиума молодых научных работников и студентов / ВТШ. — Зелена Гура (Республика Польша), 2001. — Т. Механика. — С. 247 – 252.
3. Петюшик Е.Е., Реут О.П., Якубовский А.Ч. Основы деформирования проволочных тел намотки. — Мн.: УП «Технопринт», 2003. — 218 с.
4. Напряженно-деформированное состояние в единичном контакте при упругом деформировании проницаемых материалов на основе проволоки в виде тел намотки / Е.Е. Петюшик, А.Ч. Якубовский, Ч.А. Якубовский, О.П. Реут // Весці Акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. — 2002. — № 2. — С. 10 – 15.
5. Расчет усилий и перемещений при упруго-пластическом изгибе и удлинении проволоки в слое проницаемого материала при радиальном прессовании тела намотки / Е.Е. Петюшик, А.Ч. Якубовский, Ч.А. Якубовский, Л.Ф. Павловская // Весці Акадэміі навук Беларусі. Серыя фіз.-тэхнічных навук. — 2003. — № 1. — С. 49 – 53.
6. Петюшик Е.Е., Якубовский А.Ч. Оценка прочности проволочной пористой трубы // Машиностроение. — Мн., 2002. — Вып. 18. — С. 456 – 460.

К ВОПРОСУ О ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПОРИСТЫХ ПРОНИЦАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРОВОЛОКИ В КОНСТРУКЦИЯХ ЗВУКОПОГЛОЩАЮЩИХ УСТРОЙСТВ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Борьба с шумом представляет собой задачу, имеющую непосредственное отношение ко всем областям техники и сферам деятельности человека в целом. Она заключается в создании и внедрении в практику устройств, препятствующих возникновению шума или ограничивающих его распространение. Одним из решений задачи может быть, например, установка глушителей в каналах, которыми пневмосистемы машин сообщаются с атмосферой. Здесь большое значение имеет конструкция глушителя. И все же, независимо от этого, весьма важно правильно выбрать звукопоглощающий материал, используемый в конструкции звукопоглощающего устройства. В современной промышленности наиболее эффективно работают глушители с элементами из пористых проницаемых материалов, обладающих системой связанных (сообщающихся) пор или небольших отверстий [1].

Применение проницаемых материалов (ПМ) связано в основном с их способностью пропускать через себя жидкости и газы. С целью обеспечения надежной работы в зависимости от условий эксплуатации устройств к ПМ, используемым в их конструкции, часто предъявляют повышенные требования в отношении прочности и производительности. А по причине того, что при распространении звуковых волн в поглощающем материале возникают потери, которые обусловлены вязким трением при движении воздуха в порах, а также теплообменом между воздухом в порах и материалом, звукопоглощающие материалы часто выполняют на металлической основе [1].

В зависимости от вида структурообразующих элементов, в частности, металлических, получают различные по своей структуре ПМ [2, 3]. Например, из порошков со сферическими или несферическими частицами изготавливают пористые порошковые материалы (ППМ), из рубленой проволоки или стружки — пористые волокнистые материалы (ПВМ), из проволочных спиралей — пористые материалы типа «металлорезина» (МР), из проволочных тканых или вязаных сеток — пористые сетчатые материалы (ПСМ), из непрерывного металлического волокна — пористые материалы на основе навиваемой проволоки (ПМНП) [3, 4].

Звукопоглощающие свойства ПМ определяются комплексом параметров, основными из которых являются изотропия свойств, пропускная способность или производительность, достаточная прочность и упругость материала. Это непосредственно связано с пористостью и равномерностью ее распределения в объеме материала, размером и равномерностью распределения пор, толщина стенки материала, сопротивление продуванию. Известно, что в качестве звукопоглощающих необходимо использовать материалы пористостью 0,6–0,7 и более, поэтому к их числу традиционно относят ПВМ, МР, ПСМ из вязаных сеток [1, 3]. Установлено также, что по своим эксплуатационным свойствам близки к ним новые ПМНП [5]. К достоинствам глушителей с элементами из перечисленных материалов следует отнести эффективность глушения шума выхлопа, высокую динамическую прочность, небольшие габаритные размеры при обеспечении требуемого эффекта.

Для сравнительного анализа прочности и производительности традиционных ПМ на металлической основе, наиболее эффективных с точки зрения звукопоглощения, с новым ПМНП, близким к ним по структуре и свойствам, из выбранного спектра материалов были изготовлены опытные образцы в виде трубок одинакового размера. Необходимым условием для корректного проведения испытаний были использованы соответствующие структурообразующие элементы с поперечным размером одного порядка.

Для сравнения пропускной способности различных материалов удобно использовать параметр эффективности, характеризующий производительность ПМ [3, 5, 6]:

$$E_1 = \sqrt{K}/a_{\max},$$

где K — коэффициент проницаемости; a_{\max} — максимальный размер пор.

Высокие показатели этого параметра возможны при обеспечении изотропии свойств ПМ [3]. Установлено [5, 6], что в диапазонах пористости, характерных для каждого из ПМ, по параметру эффективности E_1 проволочные материалы значительно выше порошковых и волокнистых материалов и близки к сетчатым (рис. 1). Это объясняется тем, что проницаемость и регулярность поровой структуры выше у ПМ с волокнистой структурой на основе, во-первых, длинномерных, во-вторых, гладких структурообразующих элементов (проволоки, проволочных сеток) [3, 5]. Поскольку технологическое

управление равномерностью распределения пор в теле ПМ затруднено при использовании мелких рубленых волокон и порошков (тем более, неправильной формы).

Для сравнения механических свойств различных ПМ удобно пользоваться такой характеристикой прочности, как временное сопротивление [5, 7, 8]:

$$\sigma_B = \frac{p_{\max} \cdot D_0}{2 \cdot h},$$

где p_{\max} — предельное давление рабочей среды на стенку материала; D_0 и h — соответственно внутренний диаметр и толщина стенки материала.

Высокие показатели этого параметра возможны при обеспечении глубоко проникающей связности структурообразующих элементов ПМ [7].

Установлено [5], что по прочности во всем своем диапазоне пористости проволочный материал превосходит порошковые и волокнистые материалы, а при пористости выше 50%, приближаясь по характеру изменения временного сопротивления к материалам из тканых сеток, превосходит материалы из вязаных сеток (рис. 2). Это объясняется тем, что разрушение ПМ с волокнистой структурой происходит в основном не по контактным участкам, как в порошковых материалах, а непосредственно по волокнам. И чем больше продольный размер используемого волокна, тем больше образуется контактных узлов между волокнами и тем выше прочность ПМ. Кроме того, глубоко проникающая связность волокон, а именно, проволоки в совокупности с возможностью не использовать термическую обработку при изготовлении ПМ способствует значительному повышению упругих свойств материала, что не мало важно для их применения в качестве звукопоглощающих элементов.

Таким образом, использование непрерывного металлического волокна (проволоки) в структуре ПМ способно обеспечить весьма высокие эксплуатационные показатели, связанные с пропускной способностью материала и его прочностными свойствами. Высокий уровень эффективности ПМНП по указанным критериям является необходимым условием при выборе материала для использования в конструкциях звукопоглощающих устройств.

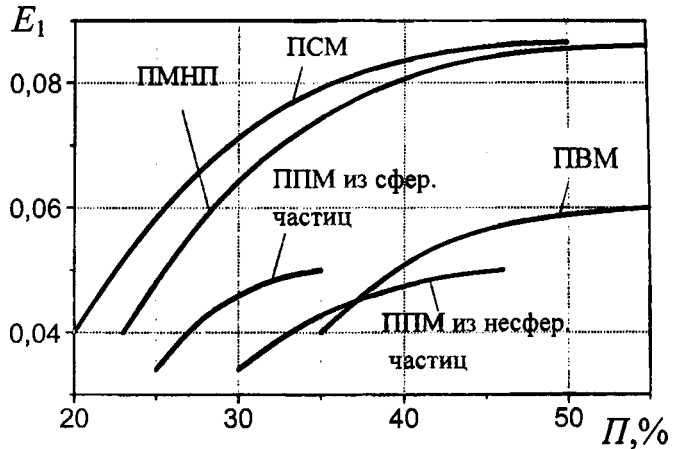


Рис. 1. Зависимость параметра эффективности (производительности) от пористости ПМ

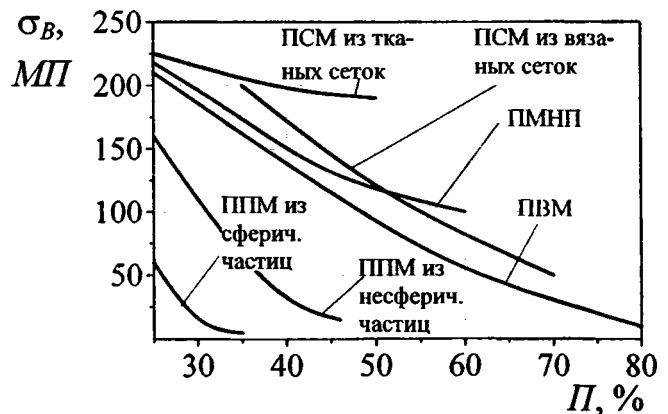


Рис. 2. Зависимость временного сопротивления от пористости ПМ

1. Погодин А.С. Шумоглушающие устройства. — М.: Машиностроение, 1973. — 176 с.
2. Влияние вида структурообразующих элементов дискретных материалов на механизм их прессования / Е.Е. Петюшик, А.Ч. Якубовский, Д.И. Божко и др. // Современные методы проектирования машин: Сб. трудов. — Мн., 2002. — Т. 2. — С. 280 – 283.
3. Пористые проницаемые материалы: Справочник / Под ред. С.В. Белова. — М.: Металлургия, 1987. — 335 с.
4. Якубовский А.Ч., Петюшик Е.Е. Технология получения пористых проволочных изделий // Материалы международного научного симпозиума. — Зелена Гура (Польша), 2001. — Т. Механика. — С. 247 – 252.
5. Петюшик Е.Е., Реут О.П., Якубовский А.Ч. Основы деформирования проволочных тел намотки. — Мн.: УП «Технопринт», 2003. — 218 с.
6. Петюшик Е.Е. Оценка проницаемости деформированных проволочных материалов // Машиностроение. — Мн., 2004. — Вып. 20. — С. 354 – 357.
7. Эффективность спеченных проницаемых материалов различного назначения / П.А. Витязь, В.К. Шелег, В.М. Капцевич, В.В. Мазюк. // В кн. Порошковая металлургия. — Мн.: Вышэйшая школа, 1984. — Вып. 8. — С. 66 – 70.
8. Долинский Ф.В., Михайлов М.Н. Краткий курс сопротивления материалов. — М.: Высшая школа, 1988. — 432 с.

УДК 621.94.084

Клус С. А., Куликов И. С.

НДС НЕРАВНОМЕРНО НАГРЕТОГО ПОЛОГО КОРОТКОГО ЦИЛИНДРА С УЧЕТОМ ТЕПЛОВОЙ И РАДИАЦИОННОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

В настоящее время элементы конструкций, подвергаемые облучению и неравномерному нагреву, представляют определенный интерес с точки зрения напряженно-деформированного состояния. Учитывая, что в перспективе Республика Беларусь собирается реализовать свою собственную ядерную программу эта проблема является достаточно актуальной.

Радиационная и тепловая ползучесть конструкций активных зон ядерных реакторов является достаточно существенным фактором при оценке работоспособности тепловыделяющих элементов (ТВЭЛов), которые в большинстве случаев имеют форму цилиндров.

В данной работе рассматривается напряженно-деформированное состояние осесимметричного цилиндра в условиях объемных термических и радиационных деформаций с учетом ползучести.

Рассмотрим осесимметричное распределение напряжений и деформаций полого короткого цилиндра в условиях неравномерного нагрева, реакторного облучения, а также под действием равномерного внутреннего и внешнего давлений (рис.1).

Тогда в цилиндрической системе координат (r, Z) поле напряжений и деформаций имеет отличные от нуля компоненты $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}$ (для упрощения примем σ_{13} и ε_{13} равным нулю). Введем относительные координаты $\xi = Z / R_1$ и $\rho = r / R_1$, изменяющихся в пределах $0 \leq \xi \leq L / R_1$ и $1 \leq \rho \leq R_2 / R_1$, где R_1, R_2 — внутренний и наружный радиусы цилиндра; L — его высота, $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}$ — напряжения и деформации соответственно в радиальном, окружном и осевом направлениях.

В данном случае дифференциальные уравнения равновесия имеют вид [1]

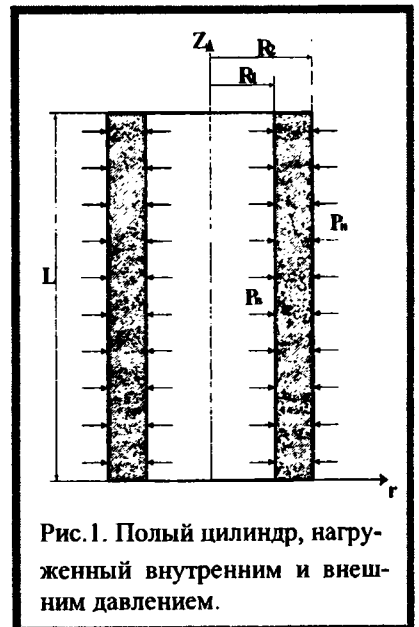


Рис. 1. Полый цилиндр, нагруженный внутренним и внешним давлением.

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \rho} + \frac{\sigma_{11} - \sigma_{22}}{\rho} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{33}}{\partial \xi} &= 0\end{aligned}\quad (1)$$

Деформации и перемещения точек цилиндра связаны следующими соотношениями Коши:

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_1}{\partial \rho}; \quad \varepsilon_{22} = \frac{1}{R_1} \frac{u_1}{\rho}; \quad \varepsilon_{33} = \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_2}{\partial \xi}\quad (2)$$

где u_1 - перемещение в радиальном направлении;

u_2 - перемещение в осевом направлении.

Физические уравнения с учетом объемных деформаций имеют вид

$$\begin{aligned}\varepsilon_{11} &= \frac{1}{E} [\sigma_{11} - \nu(\sigma_{22} + \sigma_{33})] + \alpha T + \frac{1}{3} S + \varepsilon_{11}^c, \\ \varepsilon_{22} &= \frac{1}{E} [\sigma_{22} - \nu(\sigma_{11} + \sigma_{33})] + \alpha T + \frac{1}{3} S + \varepsilon_{22}^c, \\ \varepsilon_{33} &= \frac{1}{E} [\sigma_{33} - \nu(\sigma_{22} + \sigma_{11})] + \alpha T + \frac{1}{3} S + \varepsilon_{33}^c.\end{aligned}\quad (3)$$

где $T(r, Z)$ предполагается заданной функцией от координат;

$S(T(r, Z), \tau t)$ – функция радиационного распухания;

ϕ – нейтронный поток;

ε_{ij}^c – деформации ползучести.

Граничные условия:

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= -P_b \text{ при } \rho = 1, \\ \sigma_{11} &= -P_r \text{ при } \rho = R_2 / R_1, \\ \varepsilon_{33} &= 0 \text{ при } \xi = 0; \xi = L / R_1\end{aligned}\quad (4)$$

Решение задачи будем искать в перемещениях, для чего, согласно (3), выразим напряжения через деформации

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [\nu(\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}) + \varepsilon_{11} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{11}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{22}^c + \varepsilon_{33}^c)]; \\ \sigma_{22} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [\nu(\varepsilon_{33} - \varepsilon_{22} + \varepsilon_{11}) + \varepsilon_{22} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{22}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{11}^c + \varepsilon_{33}^c)]; \\ \sigma_{33} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [\nu(\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33} + \varepsilon_{11}) + \varepsilon_{33} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{33}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{11}^c + \varepsilon_{22}^c)].\end{aligned}\quad (5)$$

Подставляя (2) в (5) получим зависимость напряжений от перемещений и дополнительных деформаций (термического расширения, радиационного распухания, ползучести)

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{\partial u_2}{\partial \xi} - \frac{\partial u_1}{\partial \rho} + \frac{u_1}{\rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{11}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{22}^c + \varepsilon_{33}^c) \right] \\ \sigma_{22} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{\partial u_2}{\partial \xi} - \frac{u_1}{\rho} + \frac{\partial u_1}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{u_1}{\rho} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{22}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{11}^c + \varepsilon_{33}^c) \right] \\ \sigma_{33} &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{u_1}{\rho} - \frac{\partial u_2}{\partial \xi} + \frac{\partial u_1}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_2}{\partial \xi} - (1+\nu)(\alpha T + \frac{1}{3} S) - \varepsilon_{33}^c(1-\nu) - \nu(\varepsilon_{22}^c + \varepsilon_{11}^c) \right]\end{aligned}\quad (6)$$

С учетом (6) уравнения равновесия (1) примут вид:

$$\begin{aligned}\nu \left\{ \frac{\partial^2 u_2}{\partial \rho \partial \xi} - \frac{\partial^2 u_1}{\partial \rho^2} - \frac{u_1}{\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} \right\} + \frac{\partial^2 u_1}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} (1-2\nu) \left(\frac{\partial u_1}{\partial \rho} - \frac{u_1}{\rho} \right) - (1+\nu) \left(\alpha \frac{\partial \square}{\partial \rho} + \frac{1}{3} \frac{\partial S}{\partial \rho} \right) - \\ - \frac{\partial \varepsilon_{11}^c}{\partial \rho} (1-\nu) - \nu \left(\frac{\partial \varepsilon_{22}^c}{\partial \rho} + \frac{\partial \varepsilon_{33}^c}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{\rho} (1-2\nu) (\varepsilon_{11}^c + \varepsilon_{22}^c) = 0 \\ \nu \left\{ \frac{\partial^2 u_1}{\partial \rho \partial \xi} - \frac{\partial^2 u_2}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} \right\} + \frac{\partial^2 u_2}{\partial \xi^2} - (1+\nu) \left(\alpha \frac{\partial \square}{\partial \rho} + \frac{1}{3} \frac{\partial S}{\partial \rho} \right) - \frac{\partial \varepsilon_{33}^c}{\partial \xi} (1-\nu) - \nu \left(\frac{\partial \varepsilon_{22}^c}{\partial \xi} + \frac{\partial \varepsilon_{11}^c}{\partial \xi} \right) = 0\end{aligned}\quad (7)$$

А граничные условия запишутся в следующем виде:

$$\frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{\partial u_2}{\partial \xi} - \frac{\partial u_1}{\partial \rho} + \frac{u_1}{\rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} - (1+\nu) \left(\alpha T + \frac{1}{3} S \right) - \varepsilon_{11}^c (1-\nu) - \nu (\varepsilon_{22}^c + \varepsilon_{33}^c) \right] = -P_B$$

$$\frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{\partial u_2}{\partial \xi} - \frac{\partial u_1}{\partial \rho} + \frac{u_1}{\rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{\partial u_1}{\partial \rho} - (1+\nu) \left(\alpha T + \frac{1}{3} S \right) - \varepsilon_{11}^c (1-\nu) - \nu (\varepsilon_{22}^c + \varepsilon_{33}^c) \right] = -\Pi_N \quad (8)$$

$$\frac{1}{R_1} \frac{\partial u_2}{\partial \xi} = 0; \text{опт.} \xi = 0; \xi = L / R_1$$

Эти формулы были выведены для общего случая определения напряжений и деформаций полого короткого цилиндра в условиях реакторного облучения и неравномерного нагрева с учетом ползучести.

Уравнения (9) записаны для внутренних точек области.

1. Представим уравнения (7-8) в виде разностной схемы (разобьем цилиндр на сетку как представлено на рис.2). При разбиении необходимо учитывать, что чем больше число разбиений, тем точнее решение задачи, но необходимы более мощные ресурсы для ее реализации.

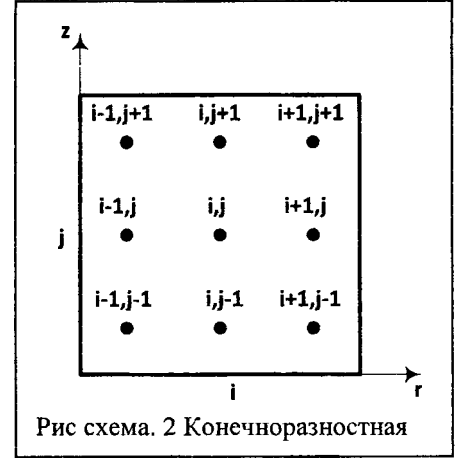


Рис схема. 2 Конечноразностная

Тогда уравнения равновесия в разностном виде примут вид:

$$\nu \left\{ \frac{u_{2i+1,j+1} - u_{2i+1,j-1} - u_{2i-1,j+1} + u_{2i-1,j-1}}{4\Delta\rho\Delta\xi} - \frac{u_{i+1,j} - 2u_{i,j} + u_{i-1,j}}{\Delta\rho^2} - \frac{u_{i,j}}{\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} \right\} +$$

$$+ \frac{u_{i+1,j} - 2u_{i,j} + u_{i-1,j}}{\Delta\rho^2} + \frac{1}{\rho} (1-2\nu) \left(\frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} - \frac{u_{i,j}}{\rho} \right) - (1+\nu) \left(\alpha \frac{S_{i+1,j} - T_{i-1,j}}{2\Delta\rho} + \frac{1}{3} \frac{S_{i+1,j} - S_{i-1,j}}{2\Delta\rho} \right) -$$

$$- \frac{\varepsilon_{11i+1,j}^c - \varepsilon_{11i-1,j}^c}{2\Delta\rho} (1-\nu) - \nu \left(\frac{\varepsilon_{22i+1,j}^c - \varepsilon_{22i-1,j}^c}{2\Delta\rho} + \frac{\varepsilon_{33i+1,j}^c - \varepsilon_{33i-1,j}^c}{2\Delta\rho} \right) + \frac{1}{\rho} ((1-2\nu)(\varepsilon_{11i,j}^c + \varepsilon_{22i,j}^c)) = 0; \quad (9)$$

$$\nu \left\{ \frac{u_{i+1,j+1} - u_{i+1,j-1} - u_{i-1,j+1} + u_{i-1,j-1}}{4\Delta\rho\Delta\xi} - \frac{u_{2i,j+1} - 2u_{2i,j} + u_{2i,j-1}}{\Delta\xi^2} + \frac{1}{\rho} \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j-1}}{2\Delta\xi} \right\} +$$

$$+ \frac{u_{2i,j+1} - 2u_{2i,j} + u_{2i,j-1}}{\Delta\xi^2} - (1+\nu) \left(\alpha \frac{S_{i,j+1} - T_{i,j-1}}{2\Delta\xi} + \frac{1}{3} \frac{S_{i,j+1} - S_{i,j-1}}{2\Delta\xi} \right) -$$

$$- \frac{\varepsilon_{33i,j+1}^c - \varepsilon_{33i,j-1}^c}{2\Delta\xi} (1-\nu) - \nu \left(\frac{\varepsilon_{11i,j+1}^c - \varepsilon_{11i,j-1}^c}{2\Delta\xi} + \frac{\varepsilon_{22i,j+1}^c - \varepsilon_{22i,j-1}^c}{2\Delta\xi} \right) = 0.$$

Граничные условия будут иметь вид:

$$\frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{u_{2i,j+2} - u_{2i,j-1}}{2\Delta\xi} - \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} + \frac{u_{i,j}}{\rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} - \right.$$

$$\left. - (1+\nu) \left(\alpha T_{i,j} + \frac{1}{3} S_{i,j} \right) - \varepsilon_{11i,j}^c (1-\nu) - \nu (\varepsilon_{22i,j}^c + \varepsilon_{33i,j}^c) \right] = -P_B$$

$$\frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\frac{\nu}{R_1} \left(\frac{u_{2i,j+2} - u_{2i,j-1}}{2\Delta\xi} - \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} + \frac{u_{i,j}}{\rho} \right) + \frac{1}{R_1} \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta\rho} - \right.$$

$$\left. - (1+\nu) \left(\alpha T_{i,j} + \frac{1}{3} S_{i,j} \right) - \varepsilon_{11i,j}^c (1-\nu) - \nu (\varepsilon_{22i,j}^c + \varepsilon_{33i,j}^c) \right] = -\Pi_N \quad (10)$$

$$\frac{1}{R_1} \frac{u_{2i,j+2} - u_{2i,j-1}}{2\Delta\xi} = 0; \text{опт.} \xi = 0; \xi = L / R_1$$

- Полученные разностные уравнения решаем при времени $t=0$, когда деформации ползучести отсутствуют, т. е. в начальный момент времени когда $\varepsilon_{11}^c = \varepsilon_{22}^c = \varepsilon_{33}^c =_{t=0} = 0$. Определяем u_1 и u_2 . Затем определяем главные напряжения и главные деформации, возникающие в цилиндре.
- Определяем скорость деформации ползучести

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_u^c}{\sigma_u} S_{ij} \quad (11)$$

где $S_{kl} = \sigma_{kl} - \delta_{kl}\sigma$ - девиатор напряжений;

$$\delta_{kl} = \begin{cases} 1, & k = l \\ 0, & k \neq l \end{cases} \text{ -- символ Кронекера;}$$

$$\dot{\varepsilon}_u^c = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{kl}^c \dot{\varepsilon}_{kl}^c} \text{ - скорость интенсивности деформаций ползучести;}$$

$$\sigma_u = \sqrt{\frac{3}{2} S_{kl} S_{kl}} \text{ - интенсивность напряжений,}$$

закон ползучести $\dot{\varepsilon}_u^c = f(\sigma_u, T, \tau, t, t)$ предполагаем известным.

- Используя шаговый метод по времени определяем деформации ползучести на n -ом шаге

$$\varepsilon_{kl}^c = \varepsilon_{kl}^{c(n-1)} + \dot{\varepsilon}_{kl}^c \cdot \Delta t \quad (12)$$

где $\varepsilon_{kl}^{c(n-1)}$ - величины деформаций ползучести на предыдущем шаге по времени;

$\dot{\varepsilon}_{kl}^c$ - величины скоростей деформации ползучести в момент времени t_{n-1} ;

Δt - шаг по времени.

$k, l=1, 2, 3$.

- Полученные деформации ползучести подставляем в исходное уравнение равновесия и в граничные условия. Решаем заново систему уравнений (9-10) с учетом деформаций ползучести полученных на прошлом шаге по времени и т. д.

Данный алгоритм решения позволяет производить расчеты напряженно-деформированного состояния полых цилиндров при значительных объемных изменениях, вызванных неравномерным нагревом и нейтронным облучением с учетом тепловой и радиационной ползучести.

Алгоритм также можно использовать при расчете конструкций другой формы, но необходимо внести изменения в уравнения равновесия и граничные условия.

ЛИТЕРАТУРА

- Куликов, И.С. Прочность элементов конструкций при облучении / И.С. Куликов, В.Б. Нестеренко, Б.Е. Тверковкин. – Минск: Наука и техника, 1990.
- Куликов, И.С. Прочность тепловыделяющих элементов быстрых газоохлаждаемых реакторов / И.С. Куликов, Б.Е. Тверковкин. – Минск: Наука и техника, 1984.

УДК 621.791:658.562

Хмельёв А.А., Бравков А.А.

УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ ДИОГРАММ ХРУПКОВЯЗКОГО СОСТОЯНИЯ СТАЛИ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Известны диаграммы хрупко-вязкого состояния сталей [1], позволяющие оценивать состояние конструкций неразрушающими методами контроля по результатам измерения максимальной твердо-

сти по Бринеллю их локально деформированных зон. Это связано с тем, что в большинстве случаев трещины в конструкциях возникают и развиваются из указанных зон, в которых исходная пластичность стали снижена от применяемых технологических операций типа холодная гибка, сварка в совокупности со снижением температуры эксплуатации. Далее в процессе эксплуатации конструкция накапливает уровень предварительных повреждений от эксплуатационной нагрузки.

Критическим становится уровень, накопленный предварительной деформации, если он в зоне максимальных силовых и температурных воздействий приближается или становится равным окончанию равномерной деформации растяжения и началу образования шейки в образце при испытании стали на растяжение. В такой зоне в этом состоянии возникают внутренние трещины и микротрещины, не выходящие на поверхность. В дальнейшем от эксплуатационных нагрузок развитие трещин в этих зонах неизбежно. Такие зоны имеют максимальную твердость с пиковой формой её распределения по отношению к твердости окружающего материала. Ширина такой зоны иногда составляет 1..3 мм.

На рис.1 такая диаграмма приведена для стали Ст5. Она построена следующим образом. Заготовки для изготовления ударных образцов предварительно деформируют растяжением на 5,10,15% и до уровня начала образования шейки. Готовые образцы, вырезанные из предварительно деформированных заготовок, испытывают на ударную вязкость при температурах: +20,0,-20,-40,-60°C, измеряя на этих образцах твердость по Бринеллю перед испытанием.

Левая крайняя верхняя точка диаграммы соответствуют твердости и энергии поглощенной образцом при разрушении при температуре +20°C. Верхняя кривая диаграммы, на которой приведены уровни предварительной пластической деформации, характеризуют снижение поглощенной энергии и соответственно повышающейся при этом твердости, при температуре испытания +20 °C. Аналогично проведены и кривые результатов испытаний при температурах -20, -40 и -60°C. Эти кривые исходят из точек на левой крайней наклонной кривой, на которой приведены значения поглощенной энергии образцов, вырезанных из стали в состоянии поставки и испытанных при указанных температурах.

Правая крайняя точка диаграммы соответствует максимальной твердости стали и минимальной поглощенной при разрушении энергии.

Целью настоящей работы является показать возможность построения указанных диаграмм по результатам сертификатных характеристик стали, не прибегая к трудоемким экспериментальным исследованиям.

Координаты крайней, левой точки такой диаграммы определяют по значениям поглощенной энергии пересчетом сертификатных значений ударной вязкости, а твердость по известной зависимости прочности стали от её твердости по Бринеллю.

Координаты твердости и поглощенной энергии для правой крайней точки диаграммы получают следующим образом. Значение максимальной твердости определяемой по формуле

$$HB_{max} = HB_0 \cdot e^{\varphi} \quad (1)$$

где HB_0 - твердость стали, соответствующая крайней левой точке; φ - сертификатное значение относительного сужения.

Минимальное значение поглощенной энергии определяют по формуле.

$$U_{mix} = \frac{\sigma_b^2}{2E} \cdot V. \quad (2)$$

где σ_b - сертификатное значение предела прочности стали МПа; V - объем ударного образца, мм³; E - модуль Юнга.

Формула (2) устойчиво подтверждается экспериментально. Это объясняется тем, что прочность материала в шейке перед разрушением характеризуется значением истинного напряжения S , которое определяют по известной формуле.

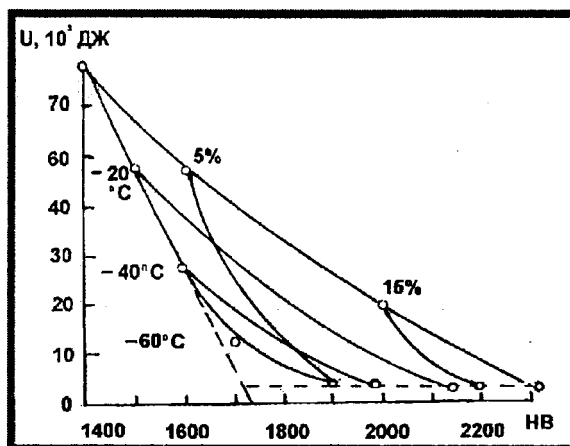


Рисунок 1- Диаграмма хрупко-вязкого состояния стали Ст5, построенная по сертификатным данным.

$$S = \frac{\sigma_b}{1 - \psi} \quad (3)$$

При полном исчерпании пластичности стали от предварительной пластической деформации перед разрушением значение ψ в (3) стремиться к нулю. В этом случае получаем, что $S = \sigma_b$.

Значение поглощенной энергии, как координат точек на левой наклонной кривой диаграммы получают пересчетом значений сертификатных значений ударной вязкости для температур -20 и -40°C .

Значения координат твердости этих точек определяют следующим образом. Известно[2], что при снижении температуры от $+20$ до -70°C твердость малоуглеродистой и низколегированной стали увеличиваются в среднем на 20%. Поэтому начальный участок данной кривой на участке значений твердости и поглощенной энергии заменяем прямой линией, проведенной из левой верхней крайней точки диаграммы через точку на оси абсцисс, соответствующую увеличению исходной твердости на 20%. Правомерность такого приёма обусловлена тем, что рассматриваемая кривая на участке температур от $+20$ до -40°C близка к прямой.

Для построения верхней кривой диаграммы достаточно знать координаты двух промежуточных точек, расположенных между крайней левой максимальной и крайней правой минимальной точкой. Координаты этих точек определяют следующим образом. Для выбранного значения твердости определяют пластичность стали по формуле

$$\psi_k = \ln \frac{h_k}{h_{min}} \quad (4)$$

где ψ_k - пластичность стали для выбранного значения твердости;

h_k - глубина отпечатка при измерении твердости стали по Бринеллю для выбранного значения;

h_{min} - глубина отпечатка, соответствующая твердости правой крайней точки диаграммы.

Значение поглощенной энергии определяется по формуле

$$U = a_v \cdot v_k^v \quad (5)$$

где a_v - удельная работа пластического деформирования и разрушения стали, являющаяся константой для каждой конкретной плавки стали.

Значение a_v можно определить по приближенной формуле

$$U = \frac{U}{V\psi} \quad (6)$$

где U - значение поглощенной энергии ударным образом при температуре $+20^\circ\text{C}$

Нижнюю часть диаграммы заменяют прямой параллельной оси абсцисс, считая постоянным минимальное значение поглощенной энергии.

Если диаграмма оканчивается результатами сертификатных значений поглощенной энергии для температуры -40°C , то от точки соответствует этой температуре на крайней левой кривой проводят эквидистантную кривую относительно кривой для температуры $+20^\circ\text{C}$ до её пересечения с нижней горизонтальной линией. На рис-1 такие линии проведены для температур $+20$, -20 , -40 и -60°C . Штриховые линии диаграммы используются как вспомогательные.

Такие диаграммы можно использовать для оценки состояния сталей неразрушающими методами контроля, как при эксплуатации, так и при проектировании конструкции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Хмелёв А.А., Сидоров В.А. Механика разрушения. Курс лекций., Мн.: БНТУ, 2007. 137с.
2. В.И. Васильев, М.Б. Рощин. Судостроительные материалы. Л.: Судостроение, 1971, 116с.

О НЕОСЕССИММЕТРИЧНОМ НДС НЕРАВНОМЕРНО НАГРЕТОГО ДЛИННОГО СПЛОШНОГО ЦИЛИНДРА, ПОДВЕРЖЕННОГО НЕЙТРОННОМУ ОБЛУЧЕНИЮ

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Безопасная работа любого ядерного реактора зависит от надёжной работы его тепловыделяющих элементов (ТВЭЛов), имеющих, как правило, форму длинных цилиндров. Жёсткость условий работы ТВЭЛов (большие тепловые и радиационные нагрузки, высокое внешнее давление теплоносителя) предполагает повышенные требования к ним. В связи с этим, возникает необходимость решения ряда практических задач, учитывающих связность не только процессов упругого деформирования и теплопроводности, но и процесса радиационного распухания (эффект объемного изменения конструкционных материалов под действием облучения потоком быстрых нейтронов). Это требует от механики деформируемого твёрдого тела развития методов расчёта задач, учитывающих влияние упругого деформирования, теплопроводности, и облучения. Одной из таких задач является неосесимметричная задача определения напряженно-деформированного состояния (НДС) (Рис.1) для неравномерно нагретого сплошного бесконечно длинного цилиндра, подверженного радиационному распуханию.

Решению пространственных осесимметричных задач теории упругости посвящено много работ. Большинство задач для тел вращения сложного сечения решены в основном с применением численных методов. И только для тел канонической формы (цилиндра, сферы и др.) удаётся построить аналитические решения. Однако, изучение НДС этих тел, работающих уже в условиях неравномерного нагрева (термоупругая задача) связано со значительными трудностями. В этом случае точные аналитические решения весьма сложны, а их ценность заключается, прежде всего, как эталонных при создании приближённых методов расчёта. Если рассмотреть уже радиационно-термоупругую задачу для осесимметричного цилиндра, то аналитических решений вообще нет. А численный метод решения радиационно-термоупругой задачи, хотя громоздкий (приходится решать нелинейную систему дифференциальных уравнений в частных производных, интегрировать сложные функции радиационного распухания и распределения температуры), но позволяет построить решение и получить хорошие результаты определения НДС [1]. Учитывая вышесказанное, говорить о точных решениях в отношении неосесимметричной задачи определения НДС с учётом радиационного излучения и температурного воздействия не приходится. Поэтому естественным является стремление к построению приближённых численных решений, точность которых удовлетворительна для практических целей.

Исследуем неосесимметричное НДС однородного бесконечно длинного, сплошного цилиндра, находящегося в температурном поле $T(r, \theta)$ и подвергающегося действию радиационного распухания $S[T(r, \theta), \phi \cdot t]$ и нагрузки P (внешнее давление). Уравнение равновесия имеют вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + 2 \frac{\sigma_{r\theta}}{r} = 0. \end{cases} \quad (1)$$

Компоненты тензора деформаций связаны с компонентами тензора напряжений зависимостями (2) (физические уравнения):

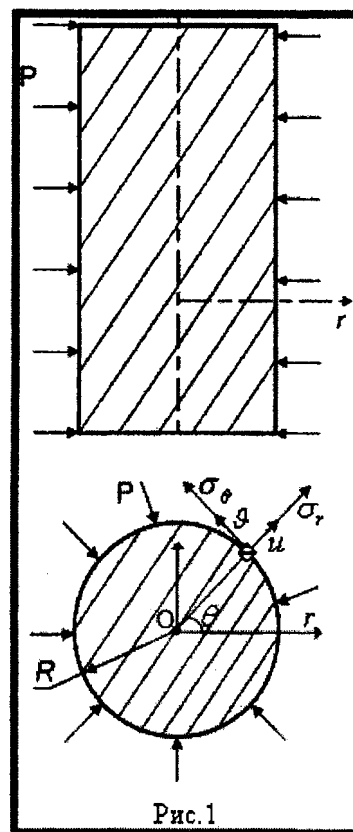


Рис.1

$$\begin{aligned}
\varepsilon_r &= \frac{1}{E} (\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_z)) + \alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t], \\
\varepsilon_\theta &= \frac{1}{E} (\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)) + \alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t], \\
\varepsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta)) + \alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t] \\
\varepsilon_{r\theta} = \varepsilon_\alpha &= \frac{1+\nu}{E} \sigma_{r\theta} + \alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t], \varepsilon_{z\theta} = \varepsilon_\alpha = \varepsilon_\alpha = \varepsilon_\alpha = \varepsilon_\alpha = 0.
\end{aligned} \tag{2}$$

Предполагая условие плоского деформирования (т.к. продольный размер реального твэла в несколько сотен раз больше поперечного), принимаем $\varepsilon_z = 0$. Тогда из (2) имеем:

$$\sigma_z = \nu \cdot (\sigma_\theta + \sigma_r) - E \cdot (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t]). \tag{3}$$

$T(r, \theta)$, $S[T(r, \theta), \phi \cdot t]$ заданные функции [2],[3] соответственно:

$$T(r, \theta) = Ts(\theta) + \frac{q_v}{4 \cdot \lambda} (R^2 - r^2),$$

$$S[T(r, \theta), \phi] = 4,9 \cdot 10^{-51} (\phi \cdot t)^{1,71} \cdot 10^{\frac{15490}{T(r, \theta) + 273} - \frac{5,98 \cdot 10^6}{(T(r, \theta) + 273)^2}},$$

где R - радиус цилиндра, λ - коэффициент теплопроводности цилиндра, ϕ - нейтронный поток, q_v - тепловыделение в единице объема цилиндра, α - коэффициент линейного расширения материала цилиндра, $Ts(\theta)$ - температура поверхности цилиндра. $Ts(\theta)$ определяется из задачи теплообмена между теплоносителем и поверхностью цилиндра.

Подставляя полученное выражение (3) в физические уравнения (2), получим систему уравнений относительно σ_r и σ_θ , разрешая которую, выражаем σ_r и σ_θ . Компонент $\sigma_{r\theta} = \sigma_\alpha$ находим из (2), а σ_z - по формуле (3). В результате компоненты тензора напряжений имеют вид:

$$\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} ((1-\nu)\varepsilon_r + \nu \cdot \varepsilon_\theta - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \cdot (1+\nu)), \\
\sigma_\theta &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} ((1-\nu)\varepsilon_\theta + \nu \cdot \varepsilon_r - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \cdot (1+\nu)), \\
\sigma_z &= \frac{E}{(1-2\nu)} \left(\frac{\nu(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta)}{(1+\nu)} - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \right), \\
\sigma_{r\theta} = \sigma_\alpha &= \frac{E}{(1+\nu)} \left(\varepsilon_{r\theta} - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} \cdot S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \right).
\end{aligned} \tag{4}$$

В (4) компоненты тензора деформации связаны с компонентами вектора перемещений геометрическими уравнениями (соотношения Коши):

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}, \quad \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial g}{\partial \theta}, \quad \varepsilon_z = 0, \quad \varepsilon_{r\theta} = \varepsilon_\alpha = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial g}{\partial r} - \frac{g}{r} \right), \tag{5}$$

u и g - компоненты вектора перемещения в радиальном и окружном направлениях.

Учитывая соотношения Коши (5), перейдем от деформаций к перемещениям в полученных уравнениях (4) для σ_r , σ_θ и $\sigma_{r\theta}$:

$$\begin{aligned}
\sigma_r &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{\partial u}{\partial r} \cdot (1-\nu) + \nu \cdot \left(\frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial g}{\partial \theta} \right) - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \cdot (1+\nu) \right), \\
\sigma_\theta &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\nu \frac{\partial u}{\partial r} + (1-\nu) \left(\frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial g}{\partial \theta} \right) - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \cdot (1+\nu) \right), \\
\sigma_{r\theta} = \sigma_\alpha &= \frac{E}{(1+\nu)} \left(\frac{1}{2} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial g}{\partial r} - \frac{g}{r} \right) - (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} S[T(r, \theta), \phi \cdot t]) \right).
\end{aligned} \tag{6}$$

Подставляем выражения (6) в уравнения равновесия (1), получаем систему уравнений равновесия, выраженную через перемещения:

$$\left\{ \begin{aligned} & \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{1}{r^2} \cdot u + \frac{1}{2r(1-\nu)} \cdot \left(\frac{1-2\nu}{r} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 g}{\partial r \partial \theta} + \frac{1}{r} (4\nu-3) \cdot \frac{\partial g}{\partial \theta} \right) = \frac{1-2\nu}{r(1-\nu)} \cdot \\ & \cdot \left(\alpha \cdot \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial \theta} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial(S[T(r, \theta), \phi \cdot t])}{\partial \theta} \right) + \frac{1+\nu}{1-\nu} \cdot \left(\alpha \cdot \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial r} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial(S[T(r, \theta), \phi \cdot t])}{\partial r} \right), \\ & \frac{\partial^2 g}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial g}{\partial r} - \frac{1}{r^2} g + \frac{1}{r(1-2\nu)} \left(\frac{2(1-\nu)}{r} \frac{\partial^2 g}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial r \partial \theta} + \frac{3-4\nu}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} \right) = 2 \left(\alpha \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial r} + \frac{\partial(S)}{3\partial r} \right) + \\ & + \frac{2}{r} \cdot \frac{1+\nu}{1-2\nu} \cdot \left(\alpha \cdot \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial \theta} + \frac{1}{3} \cdot \frac{\partial(S[T(r, \theta), \phi \cdot t])}{\partial \theta} \right) + \frac{4}{r} (\alpha \cdot T(r, \theta) + \frac{1}{3} S[T(r, \theta), \phi \cdot t]). \end{aligned} \right. \quad (7)$$

Определение НДС поставленной задачи сводится к решению системы уравнений равновесия (7) со следующими граничными условиями:

$$u = 0, \quad \text{при } r = 0, \quad (8)$$

Ввиду симметрии напряженно-деформированного состояния относительно радиальной плоскости, т.к. принимаем, что температурное поле цилиндра симметрично ($0 \leq \theta \leq \theta^0$), справедливы также условия:

$$g = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial \theta} = 0 \quad \text{при } \theta = 0 \text{ и } \theta = \theta^0 \quad (9)$$

θ^0 может принимать различные значения в зависимости от закона распределения температуры по периметру (период функции распределения температуры).

Принимая, что в точке

$$r = 0 \cdot \varepsilon, \approx \varepsilon_0 \Rightarrow \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial g}{\partial \theta} \Leftrightarrow r \frac{\partial u}{\partial r} = u + \frac{\partial g}{\partial \theta} \Rightarrow \frac{\partial g}{\partial \theta} = 0$$

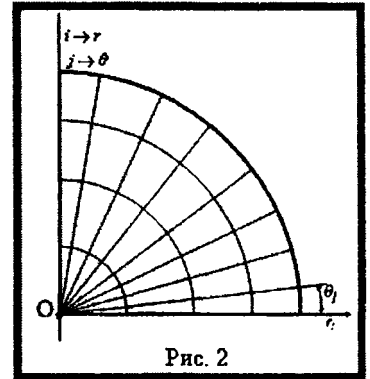
в точке $r = 0$ и, учитывая условие (9), получаем:

$$g = 0, \quad \text{при } r = 0. \quad (10)$$

На границе $r=R$:

$$\sigma_r = -P \quad \text{при } r = R \quad (11)$$

Решение подобных задач механики деформируемого твёрдого тела численными методами, до недавнего времени, было затруднено отсутствием ЭВМ с большим объёмом памяти. Это ограничивало применение данного метода на практике. Как следствие, в настоящее время, конечно-разностный метод решения неосесимметричных задач механики деформируемого твёрдого тела не получил распространения. В литературе упор делается на вариационные методы и, только с появлением мощных ЭВМ, стал использоваться метод конечных элементов. С помощью таких методов, учитывая сложный вид функций $T(r, \theta), S[T(r, \theta), \phi \cdot t]$ и вид уравнений (7), построить приближенное численное решение данной задачи сложно. Поэтому для интегрирования уравнений (7) используем метод конечных разностей. Он является классическим и наиболее простым в применении при решении различных задач механики деформированного твердого тела, термоупругости и теплофизики. В области изменения переменных $0 \leq \theta \leq \theta^0, 0 \leq r \leq R$ строим сетку из линий $\theta = \text{const}$ и $r = \text{const}$ (Рис. 2).



Для замены дифференциального оператора конечно-разностным разобьем отрезок $[0, R]$ равноотстоящими точками: $r_0 = 0, r_n = R, r_i = ih_r, h_r = \frac{R}{n}, i = -1, 0, 1, \dots, n$. Аналогично разо-

бьем отрезок $[0, \theta]$ равноотстоящими точками: $\theta_0 = 0, \theta_m = \theta^0; \theta_j = jh_\theta, h_\theta = \frac{\theta^0}{m}, j = 0, 1, \dots, m$

Где h_r и h_θ - шаги сетки в радиальном и окружном направлениях r и θ .

Выпишем неявную разностную схему с весовыми коэффициентами [4]. Это значит, что для вычисления производных по θ в точке r_i разностной схемы используются значения сеточных функций на $(n+1)$ -м и $(n-1)$ -м слоях по радиусу, так, например:

$\frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2}(r, \theta) = h_\theta^{-2} \Lambda_2(\alpha \cdot u_j^{i+1} + \beta \cdot \alpha \cdot u_j^{i-1})$, причём $\alpha + \beta = 1$. Параметры α, β - весовые коэффициенты схемы; $\Lambda_2 u_j^i = u_{j+1}^i - 2u_j^i + u_{j-1}^i$.

Вторые производные по радиусу аппроксимируются разностными выражениями:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}(r_i, \theta_j) = \frac{u_j^{i+1} - 2u_j^i + u_j^{i-1}}{h_r^2} + O(\tau^2), \quad \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2}(r_i, \theta_j) = \frac{\vartheta_j^{i+1} - 2\vartheta_j^i + \vartheta_j^{i-1}}{h_r^2} + O(\tau^2). \quad (12)$$

Система линейных алгебраических уравнений, аппроксимирующая граничную задачу для дифференциальных уравнений второго порядка, имеет вид:

$$\begin{cases} a_i \cdot u_{i+1} + b_i \cdot u_i + c_i \cdot y_{i-1} = t_i, i = 1, 2, \dots, n-1, \\ \alpha_{01} \cdot u_0 + \beta_{01} \cdot u_1 = \gamma_{01}, \\ \alpha_{02} \cdot u_{n-1} + \beta_{02} \cdot u_n = \gamma_{02}. \end{cases} \quad (13)$$

где $a_i, b_i, c_i, t_i, \alpha_{0k}, \beta_{0k}, \gamma_{0k}, (k = 1, 2)$ - некоторые числа. Приведём систему разностных уравнений (7) к виду (13) и решим её методом прогонки. Выпишем разностные уравнения, соответствующие данной схеме для первого уравнения системы (7).

$$\frac{2\nu - 1}{2r^2(1 - \nu)} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} + F_1(u, \vartheta) = \frac{\partial^2 u}{\partial r^2}, \quad (14)$$

$$F_1(u, \vartheta) = - \left(\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{1}{r^2} \cdot u + \frac{1}{2r(1 - \nu)} \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r \partial \theta} + \frac{1}{r} (4\nu - 3) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial \theta} \right) \right) - C_1(T, S) \right). \quad (15)$$

$C_1(T, S)$ - функция температурной и радиационной составляющей:

$$C_1(T, S) = \frac{1 - 2\nu}{r(1 - \nu)} \left(\alpha \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial \theta} + \frac{1}{3} \frac{\partial(S[T, \phi])}{\partial \theta} \right) + \frac{1 + \nu}{1 - \nu} \left(\alpha \frac{\partial(T(r, \theta))}{\partial r} + \frac{1}{3} \frac{\partial(S[T, \phi])}{\partial r} \right). \quad (16)$$

$$\frac{2\nu - 1}{2r^2(1 - \nu)} \cdot h_\theta^{-2} \cdot \Lambda_2(\alpha \cdot u_j^{i+1} + \beta \cdot \alpha \cdot u_j^{i-1}) + F_1(u, \vartheta) = \frac{u_j^{i+1} - 2u_j^i + u_j^{i-1}}{h_r^2}, \quad (17)$$

$$u_j^{i+1} - 2u_j^i + u_j^{i-1} = \frac{2\nu - 1}{2r^2(1 - \nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \Lambda_2(\alpha \cdot u_j^{i+1} + \beta \cdot \alpha \cdot u_j^{i-1}) + F_1(u, \vartheta) \cdot h_r^2, \quad (18)$$

обозначим:

$$\chi_1 = \frac{2\nu - 1}{2r^2(1 - \nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \alpha; \quad \chi_2 = \frac{2\nu - 1}{2r^2(1 - \nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \beta; \quad (19)$$

Соответствующая система, отвечающая первому уравнению равновесия (7) может быть записана в следующем виде:

$$\chi_1 \cdot u_{j+1}^{i+1} - (1 + 2 \cdot \chi_1) \cdot u_j^{i+1} + \chi_1 \cdot u_{j-1}^{i+1} = -2 \cdot u_j^i + u_j^{i-1} (1 - \chi_2 \cdot \Lambda_2) - F_{1j}^i(u, \vartheta) \cdot h_r^2. \quad (20)$$

Слагаемые $F_{1j}^i(u, \vartheta)$ нелинейны относительно u_j^i, ϑ_j^i , поэтому для решения уравнений непосредственно неприменимы методы, развитые для линейных систем. Однако решение может быть построено по методу итераций [5]. На каждом шаге последовательных приближений величины $F_{1j}^i(u, \vartheta)$ вычисляются по значениям сеточных функций, найденных в результате предыдущей итерации. В результате этого на каждом шаге итерационного процесса уравнения линейны. Начальное приближение для начала итерационного процесса, находится путём экстраполяции уже вычисленных значений искомых сеточных функций, относящегося к предыдущему радиусу.

Аналогично можно расписать второе уравнение равновесия системы (7):

$$\frac{2(\nu - 1)}{r^2(1 - 2\nu)} \cdot \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \theta^2} + F_2(u, \vartheta) = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial r^2}, \quad (21)$$

$$F_2(u, \vartheta) = - \left(\left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial r} - \frac{1}{r^2} \cdot \vartheta + \frac{1}{r(1 - 2\nu)} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r \partial \theta} - \frac{1}{r} (4\nu - 3) \cdot \frac{\partial u}{\partial \theta} \right) \right) - C_2(T, S) \right), \quad (22)$$

$$\mathcal{G}_j^{i+1} - 2\mathcal{G}_j^i + \mathcal{G}_j^{i-1} = \frac{2(\nu-1)}{r^2(1-2\nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \Lambda_2(\alpha \cdot \mathcal{G}_j^{i+1} + \beta \cdot \mathcal{G}_j^{i-1}) + F_2(u, \mathcal{G}) \cdot h_r^2, \quad (23)$$

$$\xi_1 = \frac{2(\nu-1)}{r^2(1-2\nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \alpha; \quad \xi_2 = \frac{2(\nu-1)}{r^2(1-2\nu)} \cdot \frac{h_r^2}{h_\theta^2} \cdot \beta; \quad (24)$$

$$\xi_1 \cdot \mathcal{G}_{j+1}^{i+1} - (1 + 2 \cdot \xi_1) \cdot \mathcal{G}_j^{i+1} + \xi_1 \cdot \mathcal{G}_{j-1}^{i+1} = -2 \cdot \mathcal{G}_j^i + \mathcal{G}_j^{i-1}(1 - \xi_2 \cdot \Lambda_2) - F'_{2j}(u, \mathcal{G}) \cdot h_r^2. \quad (25)$$

Граничные условия (8), (9), (10) и (11) в разностной форме примут вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_j^0 = 0 \\ \mathcal{G}_j^0 = 0 \\ \mathcal{G}_0^i = 0 \\ \mathcal{G}_m^i = 0 \\ u_1^i - u_0^i = 0 \\ u_m^i - u_{m-1}^i = 0 \\ \frac{u_j^n - u_j^{n-1}}{h_r} \cdot (1 - \nu) + \nu \left(\frac{u_j^n}{R} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\mathcal{G}_j^n - \mathcal{G}_{j-1}^n}{h_\theta} \right) = \left(\alpha \cdot T_j^n + \frac{S_j^n}{3} \right) (1 + \nu) - \frac{P(1 + \nu)(1 - 2\nu)}{E}. \end{array} \right. \quad (26)$$

Начальная система уравнений (7) стала эквивалентной системам (20) и (25) с граничными условиями (26). Системы уравнений (20) и (25) имеют матрицы трёхдиагональной структуры и могут быть решены по методу прогонки [6]. Заменяем в (7) уравнения равновесия на аппроксимирующие их разностные выражения (20) и (25) и, учитывая граничные условия в виде (26), получим разностную систему уравнений описывающую неосесимметричное НДС неравномерно нагретого сплошного длинного цилиндра подверженного нейтронному облучению.

$$\left\{ \begin{array}{l} \chi_{1i} \cdot u_{j+1}^{i+1} - (1 + 2 \cdot \chi_{1i}) \cdot u_j^{i+1} + \chi_{1i} \cdot u_{j-1}^{i+1} = d_j, \\ d_j = -2 \cdot u_j^i + u_j^{i-1}(1 - \chi_{2i} \cdot \Lambda_2) - F'_{1j}(u, \mathcal{G}) \cdot h_r^2, \\ u_j^0 = 0 \\ u_1^{i+1} - u_0^{i+1} = 0 \\ u_m^{i+1} - u_{m-1}^{i+1} = 0 \\ \xi_{1i} \cdot \mathcal{G}_{j+1}^{i+1} - (1 + 2 \cdot \xi_{1i}) \cdot \mathcal{G}_j^{i+1} + \xi_{1i} \cdot \mathcal{G}_{j-1}^{i+1} = k_j \\ k_j = -2 \cdot \mathcal{G}_j^i + \mathcal{G}_j^{i-1}(1 - \xi_{2i} \cdot \Lambda_2) - F'_{2j}(u, \mathcal{G}) \cdot h_r^2, \\ \mathcal{G}_j^0 = 0 \\ \mathcal{G}_0^{i+1} = 0 \\ \mathcal{G}_m^{i+1} = 0 \\ \frac{u_j^n - u_j^{n-1}}{h_r} \cdot (1 - \nu) + \nu \left(\frac{u_j^n}{R} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\mathcal{G}_j^n - \mathcal{G}_{j-1}^n}{h_\theta} \right) = \left(\alpha \cdot T_j^n + \frac{S_j^n}{3} \right) (1 + \nu) - \frac{P(1 + \nu)(1 - 2\nu)}{E}. \end{array} \right.$$

где χ_{1i} , χ_{2i} , ξ_{1i} , ξ_{2i} зависят только от текущего радиуса r_i (19), (24), а d_j , k_j - функции от перемещений на предыдущих, уже известных, слоях радиуса $(i, i-1)$, т.е. d_j , k_j , не содержат независимые переменные $(u_j^{i+1}, \mathcal{G}_j^{i+1})$ для рассматриваемого $(i+1)$ слоя по радиусу и являются экстраполированными числовыми значениями,

$$F_{1j}' = - \left(\left(\frac{u_j^i - u_{j-1}^{i-1}}{r \cdot h_r} - \frac{u_j^i}{r^2} + \frac{1}{2r(1-\nu)} \left(\frac{g_j^i - g_{j-1}^i - g_j^{i-1} + g_{j-1}^{i-1}}{h_r h_\theta} + \frac{(4\nu-3) g_j^i - g_{j-1}^i}{r h_\theta} \right) \right) - C_{1j}^{i+1}(T, S) \right),$$

$$F_{2j}' = - \left(\left(\frac{g_j^i - g_{j-1}^{i-1}}{r \cdot h_r} - \frac{g_j^i}{r^2} + \frac{1}{r(1-2\nu)} \left(\frac{u_j^i - u_{j-1}^i - u_j^{i-1} + u_{j-1}^{i-1}}{h_r h_\theta} - \frac{4\nu-3}{r} \frac{u_j^i - u_{j-1}^i}{h_\theta} \right) \right) - C_{2j}^{i+1}(T, S) \right),$$

$$C_{1j}^{i+1}(T, S) = \frac{1-2\nu}{r_{i+1}(1-\nu)} \left(\alpha \frac{\partial(T_j^{i+1})}{\partial\theta} + \frac{1}{3} \frac{\partial(S_j^{i+1})}{\partial\theta} \right) + \frac{1+\nu}{1-\nu} \left(\alpha \frac{\partial(T_j^{i+1})}{\partial r} + \frac{1}{3} \frac{\partial(S_j^{i+1})}{\partial r} \right),$$

$$C_{2j}^{i+1}(T, S) = 2 \left(\alpha \frac{\partial(T_j^{i+1})}{\partial r} + \frac{\partial(S_j^{i+1})}{3\partial r} \right) + \frac{2}{r_{i+1}} \frac{1+\nu}{1-2\nu} \left(\alpha \frac{\partial(T_j^{i+1})}{\partial\theta} + \frac{\partial(S_j^{i+1})}{3\partial\theta} \right) + \frac{4}{r_{i+1}} \left(\alpha T_j^{i+1} + \frac{1}{3} S_j^{i+1} \right).$$

Иллюстрация схемы численного решения представлена ниже (Рис. 3). Начинаем расчёт с $i=0$ и, учитывая граничные условия (26) и $u_j^{-1} \approx 0$; $g_j^{-1} \approx 0$, вычисляем сначала $F_{1j}^0(u, g)$, а потом d_j , после чего решаем первое уравнение системы (27) методом прогонки вдоль кривой θ_j по известным формулам.

Найдя значения u_j^1 , переходим к решению второго уравнения системы (27): вычисляем $F_{2j}^0(u, g)$, d_j , и решаем это уравнение вдоль кривой θ_j относительно g_j^1 .

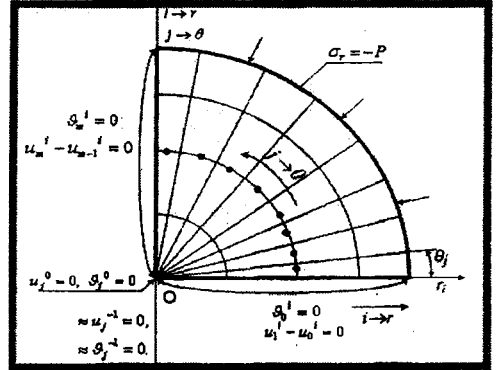


Рис.3

После первого слоя переходим ко второму - устанавливаем $i=1$ и проделываем действия аналогичные описанным выше. Подобным образом, двигаясь по радиусу r_i от предыдущих слоёв к текущему, и «пробегая» вдоль кривой θ_j решением метода прогонки от $j = 0$ до $j = m$ осуществляем вычисления u_j^{i+1} по первому уравнению равновесия и g_j^{i+1} - по второму, до $i=n-1$. Таким образом находим численное неосесимметричное решение данной задачи. Зная вектор перемещения точек цилиндра u_j^{i+1} и g_j^{i+1} , по (5) и (6) можем построить тензоры деформаций и напряжений в любой точке по периметру цилиндра с дальнейшей оценкой НДС.

Полученные выражения и предложенная численная схема решение может служить основой для разработки программы с целью проведения конкретных практических расчётов неосесимметричного НДС неравномерно нагретого длинного сплошного цилиндра, подверженного нейтральному облучению.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ширвель П.И. Решение радиационно-термоупругой задачи для сплошного цилиндра. Теоретическая и прикладная механика, Минск. 2008, вып.23, с.55-63.
2. Куликов И.С., Нестеренко, Тверковкин Б.Е. Прочность элементов конструкций при облучении. Минск. 1990, -144с.
3. Куликов И.С., Тверковкин Б.Е. Прочность тепловыделяющих элементов быстрых газоохлаждаемых реакторов. Минск.1984. -104с.
4. Вольмир А.С. Оболочки в потоке жидкости и газа. Москва.1976,-416с.
5. Яненко Н.Н. Метод дробных шагов решения многомерных задач математической физики. Новосибирск, «Наука», 1967. -195с.
6. Годунов С.К., Рябенский В.С.Разностные схемы. М., «Наука», 1973,-440с.

НАСЫЩЕНИЕ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ЧАСТИЦАМИ ГРАФИТА

*Физико-технический институт НАН Беларуси
Минск, Беларусь*

На Минском моторном заводе для изготовления подшипников скольжения используется композиционный материал на основе сплава Al-Cu-Mg-Si с добавлением графита /1/. Чтобы получить этот композиционный материал в матричный расплав вводится лигатура, приготовленная из порошка алюминия и графита. Процесс приготовления лигатуры включает в себя смешивание порошков, их брикетирование, экструдирование и выдавливание порционных заготовок /2/. Так как содержание графита в композиционном материале не превышает 1-3 мас.%, то достаточно трудно добиться равномерного распределения включений графита по объему материала. Для этого используются различные методы, порой самые неординарные. В данной работе представлены результаты использования для данных целей вакуумного электродугового метода нанесения графитовых покрытий на стружечные алюминиевые материалы.

Вакуумный электродуговой метод (метод КИБ) /3/, входящий в группу ионно-плазменных методов нанесения покрытий, благодаря своим свойствам и достоинствам получил широкое распространение в последние два десятилетия. Это обусловлено тем, что основным инструментом нанесения покрытий в данном методе, является плазма вакуумной дуги, возбуждаемая (зажигаемая) в вакууме между проводящими катодом и анодом. Роль последнего, обычно выполняют стенки вакуумной камеры. При этом покрытие на подложке формируется в основном потоком положительных ионов, источником которого является катодное пятно вакуумной дуги.

Классическая картина /4-10/ основных физических процессов, происходящих в катодном пятне вакуумной дуги металлов, когда между катодом и анодом создана некоторая разность электрического потенциала U и существует вакуумная дуга, включает в себя испарение с поверхности катода атомов металла и термоавтоэлектронную эмиссию электронов с той же поверхности. Дальше происходит разлет испарившихся атомов (расширение металлического пара) и ускорение эмитируемых электронов в электрическом поле U , примыкающем к поверхности катода, где имеет место катодное падение потенциала U_k вакуумной дуги. Для вакуумной дуги характерно, что $U \sim U_k$. При ускорении в электрическом поле U_k электроны на некотором расстоянии от поверхности эмиссии начинают эффективно ионизировать испарившиеся атомы и образуется плазменное облако со степенью ионизации 0,5-0,95 /4, 6/. Большая часть образовавшихся положительных ионов /11/ под действием поля U_k возвращается на поверхность катода в катодном пятне, разогревая ее до температур, близких к температуре кипения металла катода и создавая давления, достигающие значений десятков атмосфер, что приводит к появлению микрокапель металла. Меньшая часть ионов распространяется в объем вакуумной камеры, приобретая за счет газодинамического ускорения энергии порядка 20-120 эВ /5, 8, 13/, что значительно превышает величину U_k . Из сказанного следует, что поток ионов, формирующий покрытие на подложке, определяется той частью ионов, которые распространяются в объем вакуумной камеры, а также потоком микрокапель, если его специально не удалять.

Несколько иная картина физических процессов происходит в катодном пятне графита. Так как графит не плавится, то идет не испарение атомов углерода, а их сублимация с поверхности катода в катодном пятне. Из-за сильной анизотропии свойств графита катодное пятно на его поверхности является источником не микрокапель, а микрочастиц графита. Обычно размер этих микрочастиц расположен в интервале 0,01-10 мкм. При этом масса испускаемых пятном микрочастиц в 2-7 раз превосходит массу потока ионов, формирующих покрытие. Это приводит к тому, что при получении алмазоподобного покрытия методом КИБ весьма затруднительно избавиться от такого мощного потока микрочастиц графита.

Еще необходимо отметить, что катодное пятно на поверхности катода из графита, в отличие от металлов и сплавов, практически не перемещается по ней. Вследствие этого и быстрого уноса графита в виде микрочастиц, на поверхности графитового катода образуются углубления и каверны, которые резко ухудшают условия горения дуги и приводят к нестабильности всего про-

цесса нанесения графитовых покрытий. Все это приходится учитывать при разработке конкретной технологии нанесения углеродных покрытий.

Итак, катодное пятно вакуумной дуги графита является мощным источником микрочастиц графита и потоком ионов углерода. Этот комплексный источник был нами использован для нанесения графитовых покрытий на стружечный материал системы Al-Cu-Mg-Si. Результаты экспериментальных исследований показывают, что это позволяет достаточно легко равномерно распределить включения по объему получаемого композиционного материала и с точностью до 0,1 мас.% регулировать содержание графита в материале. В целом, такой метод получения композиций алюминиевый сплав-графит экономически целесообразен при содержании графита не более 5 мас.%.

Таким образом, проведенные исследования дали возможность разработать основы технологии качественного введения добавок графита в композиционные антифрикционные материалы на основе алюминиевых сплавов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пат. 643РБ МКИ С 22 С 1/03, С 22 С 21/00, В 22 F 1/00 Композиционный материал и способ его получения /А. Т. Волочко, О. Е. Жданович, А. П. Ласковнев и др. Заявл. 09.12.1992. Опубл. 30.06.95.
2. Овчинников В. В., Ласковнев А. П., Волочко А. Т., Макарова Ж. Е. //Литье и металлургия. 2000. №1. С.45-46.
3. Мрочек Ж. А., Эйзнер Б. А., Марков Г. В. Основы технологии формирования многокомпонентных вакуумных электродуговых покрытий. Мн: Наука и техника, 1991. –95с.
4. Вакуумные дуги /Под ред. Дж. Лафферти. М.: Наука, 1982. –345с.
5. Любимов Г. А., Раховский //Успехи физических наук. 1978. Т.125, №4. С. 665-706.
6. Раховский В. И. Физические основы коммутации электрического тока в вакууме. М.: Наука, 1970. –536с.
7. Бейлис И. И., Зекцер М. П., Любимов Г. А. //Журнал технической физики. 1988. Т.58, №10. С.1861-1870.
8. Handbook of Vacuum Arc: Science and Technology /Edited by R. L. Voxman, D. R. Sanders, and Ph. J. Martin. New Jersey, 1995. –765p.
9. Кессаев И. Г. Катодные процессы электрической дуги. М.: Наука, 1968. –235с.
10. Месяц Г. А. Эктоны в вакуумном разряде: пробой, искра, дуга. М.: Наука, 2000. –424с.
11. Немчинский В. А. //Журнал технической физики. 1982. Т.52, №9. С.1748-1755.
12. Немчинский В. А. //Журнал технической физики. 1985. Т.55, №1. С.60-66.
13. Мойжес Б. Я., Немчинский В. А. //Журнал технической физики. 1982. Т.52, №4. С.684-689.

УДК 669.13 : 629.113.3

Ласковнев А.П., Покровский А.И., Хроль И.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ ЧУГУНА ПОСЛЕ ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

*ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси»
Минск, Беларусь*

Введение. Возникший в течение последних десятков лет интерес к деформированному чугуна вызван рядом причин: 1) за счет деформации изделию придается форма с минимальными припусками для механической обработки (до сотых долей мм); 2) у деформированного чугуна спектр получаемых структур, а значит и возможности управления механическими и эксплуатационными свойствами, гораздо шире, чем у литого чугуна (например, графит приобретает необычную волокнистую форму, а предел прочности при растяжении может достигать 1200-1400 МПа); 3) деформация позволяет регулировать структуру, как во всем объеме заготовки, так и определенной ее части.

Существующие проблемы в исследованиях: 1) Физические причины и природа упрочнения чугуна до сих пор полностью не выяснены, 2) Роль структурных факторов в упрочнении неоднозначна, 3) Технологическая направленность исследований опережает фундаментальные знания.

В рамках решения указанных проблем в ФТИ НАН Беларуси (г. Минск) ведутся исследования природы упрочнения чугунов после воздействия горячей пластической деформации.

Цель данной работы сравнительные исследования микроструктуры и электросопротивления чугуна в литом и деформированном состоянии.

Материал и методика исследований. Первоначальные сравнительные исследования электропроводности проводились на сером, половинчатом, ковком и высокопрочном чугунах. Материалом для дальнейших исследований влияния степени деформации и температуры электросопротивления являлся литой высокопрочный чугун марки ВЧ50, микроструктура которого показана на рис. 1, а, б.

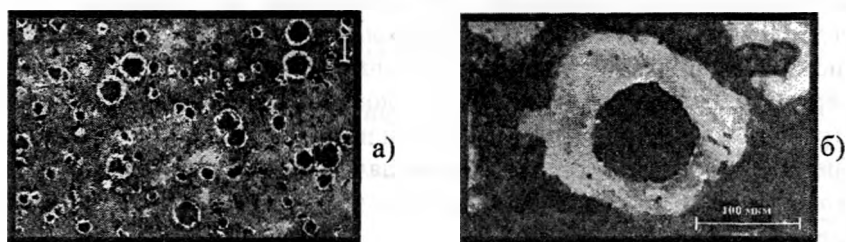


Рисунок 1- Микроструктура исследуемого высокопрочного чугуна в литом состоянии

Высокопрочный чугун подвергали горячей пластической деформации при 900-1000 °С путем выдавливания в контейнере прессы цилиндрической чугунной заготовки через отверстие матрицы (рис. 2.)

В зависимости от степени деформации (от 0 до 80%) получали прутки одинакового диаметра и различной длины, которые охлаждали на воздухе. Из прутков вырезали продольные и поперечные образцы для исследований (рис. 3).

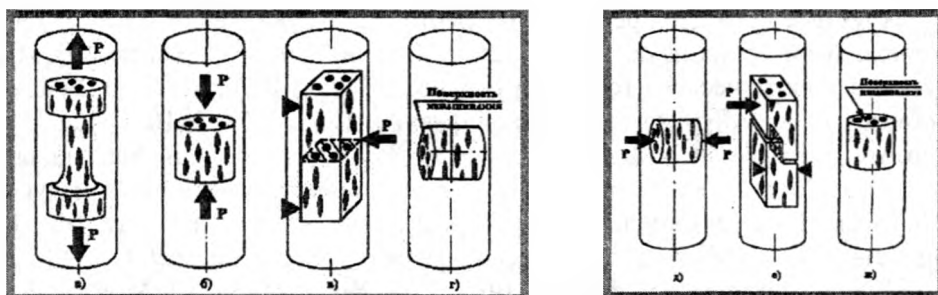


Рисунок 3 - Схема вырезки образцов для механических испытаний: а) растяжение; б, д) сжатие; в, е) ударную вязкость; г, ж) износостойкость

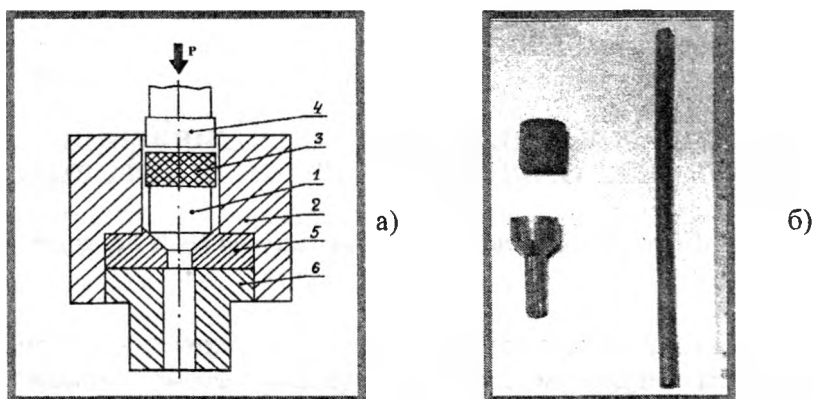


Рисунок 2- (а) – принципиальная схема пластической деформации чугуна выдавливанием: 1-чугунная заготовка, 2-5 детали штамповой оснастки; (б) - стадии выдавливания: исходная заготовка, пруток с прессостатком и пруток, выдавленный на проход

Результаты экспериментов и их интерпретация.

Результаты исследований микроструктуры высокопрочного чугуна. Наибольшие изменения в форме графита после горячего выдавливания происходят в продольном направлении (рис. 4, а - в). Когда графит только начинает деформироваться, он приобретает эллипсообразную форму с заострениями по концам. В его сечении сохраняется лучистая структура, характерная для сферических включений высокопрочного чугуна. Следующей важной стадией трансформации графита является образование в центральной части включения ромбообразного утолщения и превращение заострений по его краям в нитеобразные ответвления. Это свидетельствует о том, что деформация графита проходит как по сдвиговому механизму (в центральной части включения), так и пластическим течением (по краям). В поперечном сечении (рис. 4, г - е) наблюдается значительное умень-

шение размеров графита от величины ШГд45 в литом состоянии до ШГд15 у деформированного со степенью деформации(ϵ) 80%. Начиная с $\epsilon=60\%$, заметно появление новых мелких графитных включений.

В литом состоянии включение графита округлой формы и свободно расположено в воронке (расстояние до стенок 0,3 от диаметра включения). Поверхность включения, образована перекрывающимися друг друга чешуйками, напоминающими листья в капустном кочане. В деформированном чугуна включение приобретает неправильную округлую форму, а на его поверхности заметно углубление в виде концентрически сходящейся к вершине включения спирали. Вероятно,

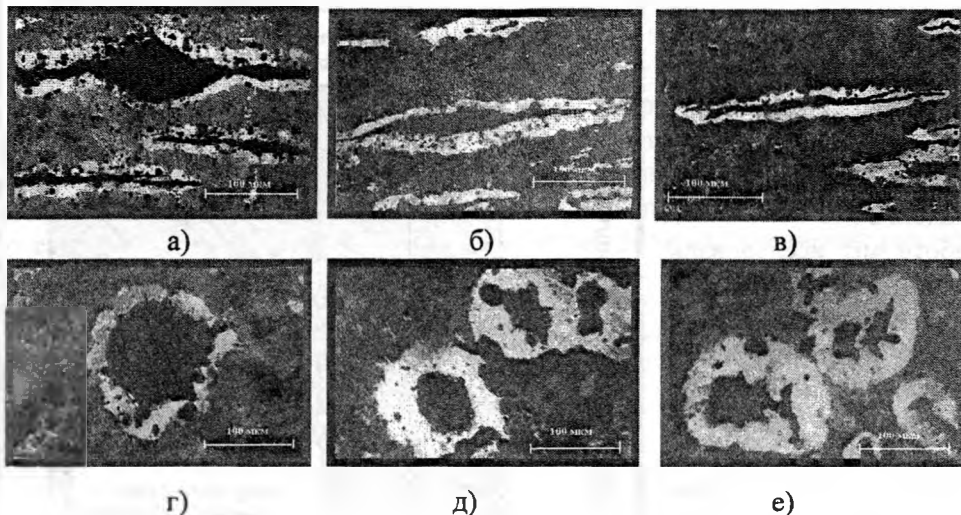


Рисунок 4 - Видоизменение формы графита после пластической деформации по мере увеличения ее степени в продольном (а - в) и поперечном направлениях (г-е)

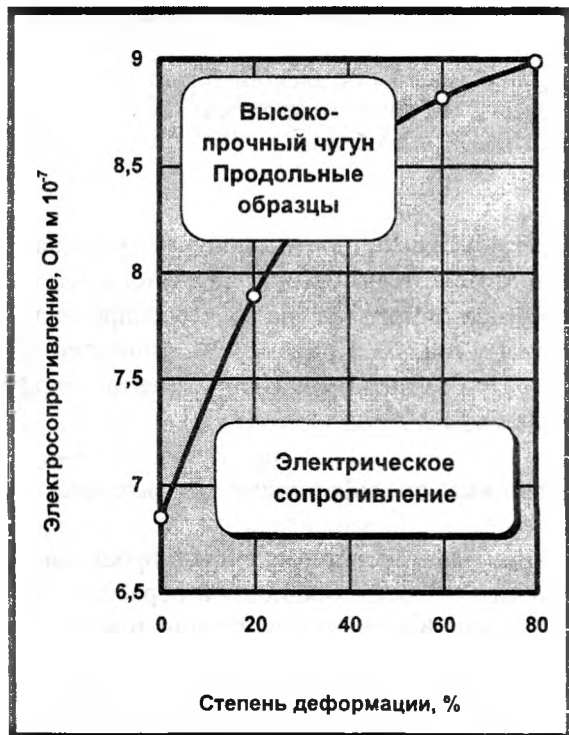


Рисунок 5 - Зависимость электросопротивления от степени деформации. Испытания при комнатной температуре

пластическое деформирование графита развивалось путем перемещения спиралевидных дислокаций. В деформированном чугуна расстояние от края включения до стенок не превышает 10% от диаметра всего включения. Поверхность включения, как и в литом состоянии, образована чешуйками, но их размер в 2-3 раза меньше. Иногда на поверхности можно наблюдать пластическую деформацию в виде многочисленных концентрически сходящихся к центру следов сдвигов чешуек графита.

Результаты исследований электрического сопротивления

Электрическое сопротивление чугуна (рис. 5) является структурно чувствительной характеристикой и определяется количеством и морфологией включений, а также соотношением фаз в металлической матрице.

Чем большее количество графита присутствует в структуре и компактнее форма графита, тем меньше электрическое сопротивление чугуна. Поэтому исследуемые чугуны в литом состоянии в порядке уменьшения электрического сопротивления располагаются следующим образом.

Наибольшие значения электросопротивления ($8,5 \cdot 10^{-7}$ Ом·м) у половинчатого чугуна, что

объясняется наличием в структуре как цементитных включений, так и графита разветвленной формы. У серого чугуна значения электросопротивления несколько меньше ($7,9 \cdot 10^{-7}$ Ом·м). Чугуны с компактной формой графита характеризуются самыми низкими значениями электросопротивления: высокопрочный - $6,8 \cdot 10^{-7}$ Ом·м, ковкий - $4,6 \cdot 10^{-7}$ Ом·м.

Деформационная обработка чугуна влияет на электросопротивление двояким образом. С одной стороны, увеличение в структуре металлической матрицы дефектов кристаллического строения повышает электросопротивление. С другой стороны, воздействие деформации приводит к вытягиванию графитной (самой токопроводящей) составляющей структуры чугуна.

Например, у высокопрочного чугуна в зависимости от степени деформации (ϵ) форма графитных включений изменяется от шаровидной ($\epsilon=0\%$) к эллипсообразной ($\epsilon=40-60\%$) и нитевидной ($\epsilon=80\%$) в продольном направлении, а в поперечном сечении графит сохраняет компактную форму. Поэтому значения электросопротивления будут сильно зависеть от направления течения металла при деформации. Возникновение такой ориентированной структуры уменьшает электросопротивление.

В данной работе мы исследовали влияние горячей пластической деформации на электросопротивление образцов из высокопрочного чугуна, вырезанных вдоль направления деформирования. Для приведения металлической матрицы литого и деформированного чугуна к единообразному состоянию, отливку подвергали нагреву и охлаждению по режиму деформированных заготовок. После охлаждения на воздухе металлическая матрица состояла из перлита (80-90%) и феррита (10-20%). Зависимость, представленная на рис. 5 свидетельствует о росте сопротивления с увеличением степени деформации.

Таким образом, при данных параметрах деформационной обработки чугуна фактор наклепа металлической матрицы преобладает над фактором ориентации графита.

С увеличением температуры от 20 до 1000°C электрическое сопротивление чугуна возрастает (рис. 6), что объясняется увеличением подвижности атомов. В частности, для литого чугуна оно растет от 6 до 14 Ом·м·10⁻⁷. У предварительно деформированного чугуна электросопротивление при одинаковых температурах испытания больше, чем у литого. Причем, чем выше степень деформации, тем больше значения электросопротивления. При температуре 1000°C электросопротивление чугуна, деформированного с $\epsilon=80\%$, достигает 19 Ом·м·10⁻⁷.

Выводы.

1. Установлена взаимосвязь степени горячей пластической деформации с электрическим сопротивлением деформированного чугуна.

2. Показано, что с увеличением степени деформации электросопротивление в продольном направлении возрастает. Таким образом, при данных параметрах деформационной обработки чугуна фактор наклепа металлической матрицы преобладает над фактором ориентации токопроводящей составляющей - графита.

3. Установлены численные значения электросопротивления при повышенных температурах. Показано, что у предварительно деформированного чугуна электросопротивление при одинаковых температурах испытания больше, чем у литого.

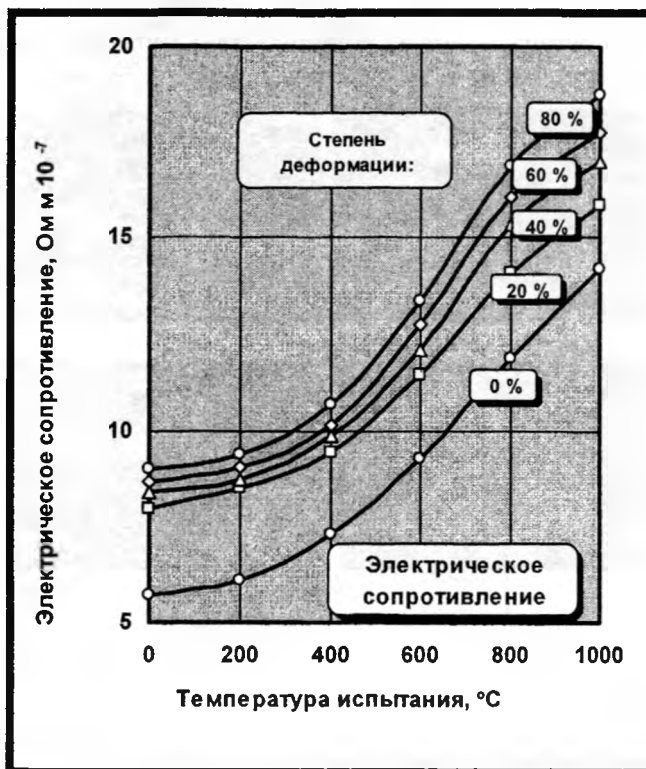


Рисунок. 6. Зависимость электрического сопротивления ВЧ 45 от температуры испытания. Продольные образцы

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ОБЩИХ ФОРМУЛ ТЕОРИИ УПРУГОСТИ ДЛЯ РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТРЕХМЕРНЫХ АНИЗОТРОПНЫХ ТЕЛ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Разработка новых аналитических решений по определению напряженно-деформированного состояния трехмерных тел, материал которых обладает анизотропными свойствами, может базироваться на подходах и методах построения решений аналогичных граничных задач для изотропных тел [1-3]. При решении задач математической теории упругости в напряжениях существуют различные формы представления решений уравнений равновесия. Без учета объемных сил известны представления Максвелла

$$\sigma_{ii} = \frac{\partial^2 \varphi_k}{\partial v_j^2} + \frac{\partial^2 \varphi_j}{\partial v_k^2}, \quad \sigma_{ij} = -\frac{\partial^2 \varphi_k}{\partial v_i \partial x_j}, \quad (1)$$

и Морера

$$\sigma_{ii} = \frac{\partial^2 \psi_i}{\partial x_j \partial x_k}, \quad \sigma_{ij} = -\frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \psi_j}{\partial x_i} - \frac{\partial \psi_k}{\partial x_k} \right), \quad (2)$$

где $i, j, k = 1, 2, 3$; $i \neq j \neq k$; $\varphi_k, \varphi_j, \psi_i, \psi_j, \psi_k$ - некоторые дифференцируемые функции аргументов; остальные обозначения общеприняты.

При таких формах решения уравнений равновесия $\sigma_{ij,j} = 0$, компоненты тензора деформации должны удовлетворять уравнениям неразрывности деформаций.

На основании принципа независимости действия сил доказано, что решение задачи теории упругости единственно. Исходя из теоремы единственности следует, что входящие в представления (1), (2) функции должны удовлетворять шести дифференциальным уравнениям

$$\frac{\partial^2 \varphi_k}{\partial x_j^2} + \frac{\partial^2 \varphi_j}{\partial x_k^2} = \frac{\partial^2 \psi_i}{\partial x_j \partial x_k}; \quad 2 \frac{\partial^2 \varphi_k}{\partial x_i \partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \psi_j}{\partial x_i} - \frac{\partial \psi_k}{\partial x_k} \right) \quad (3)$$

Если предположить, что функции φ_i и ψ_i имеют структуру обобщенных деформаций, представленных через обобщенные перемещения F_i

$$\varepsilon_{ii} = \varphi_i = \frac{\partial F_i}{\partial x_i}, \quad \varepsilon_{ij} = -\psi_k = -\left(\frac{\partial F_k}{\partial x_j} + \frac{\partial F_k}{\partial x_i} \right), \quad (4)$$

то соотношения (3) будут представлять условия совместности деформаций, которые тождественно удовлетворяются при представлении деформаций в виде (4).

Следовательно, решения уравнений равновесия в форме (1), (2) будут совпадать, если справедливы представления (4). В этом случае компоненты напряжения можно выразить через функции F_i .

$$\sigma_{ii} = \frac{\partial^2}{\partial x_j \partial x_k} \left(\frac{\partial F_j}{\partial x_k} + \frac{\partial F_k}{\partial x_j} \right), \quad \sigma_{ij} = -\frac{\partial^3 F_k}{\partial x_i \partial x_j \partial x_k}.$$

Кроме решения уравнений равновесия в форме Максвелла и Морера существует еще 15 независимых форм решения. Как указано в [2] их можно найти путем видоизменения функционала Кастильяно таким образом, чтобы каждый раз из него вытекали три различных соотношения Сен-Венана

$$1. \quad \sigma_{11} = \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_3^2} + 2 \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_2 \partial x_3}, \quad \sigma_{12} = -\frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1 \partial x_3},$$

$$\sigma_{22} = \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_3^2}, \quad \sigma_{13} = -\frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_3} - \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1 \partial x_2},$$

$$\begin{aligned}
13. \quad \sigma_{11} &= 2 \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_2 \partial x_3} + \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_2^2}, \quad \sigma_{22} = \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1^2}, \quad \sigma_{33} = 2 \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_2}, \\
\sigma_{12} &= -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_3} + \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_3^2} - \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1 \partial x_2}, \quad \sigma_{13} = -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_3} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_2 \partial x_3}, \quad \sigma_{23} = \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1^2} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_3}. \\
14. \quad \sigma_{11} &= \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_3^2}, \quad \sigma_{22} = 2 \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_3}, \quad \sigma_{33} = 2 \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_2 \partial x_3} + \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1^2}, \\
\sigma_{12} &= -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_2 \partial x_3} + \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_3^2}, \quad \sigma_{13} = \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_2^2} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_2 \partial x_3} - \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1 \partial x_3}, \quad \sigma_{23} = -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_2} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_3}. \\
15. \quad \sigma_{11} &= \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_2^2}, \quad \sigma_{22} = 2 \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_3}, \quad \sigma_{33} = 2 \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_2}, \\
\sigma_{12} &= -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_2 \partial x_3} + \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_3^2} - \frac{\partial^2 \varphi_3}{\partial x_1 \partial x_2}, \quad \sigma_{13} = \frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_2^2} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_2 \partial x_3}, \quad \sigma_{23} = -\frac{\partial^2 \varphi_1}{\partial x_1 \partial x_2} - \frac{\partial^2 \varphi_2}{\partial x_1 \partial x_3}.
\end{aligned}$$

В [1] на основании представления (1) дан вывод новых общих формул теории упругости для расчета напряженно-деформированного состояния трехмерных анизотропных тел, находящихся под действием заданной силовой нагрузки.

Перечисленные выше независимые формы решения уравнений равновесия являются основой для построения других аналитических решений граничных задач для пространственных упругих тел, обладающих анизотропными свойствами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Прусов И.А., Василевич Ю.В. Об одном варианте представления общих формул теории упругости ортотропного тела. Вестник БГУ, сер. физ.-мат.н., №3, 1981. 2. Сайфуллин Э.Г. и др. Основные уравнения теории упругости в напряжениях и перемещениях. Сб. Исследования по теории пластин и оболочек, в. 18. Казань, Изд-во КГУ, 1985. 3. Купрадзе В.Д. и др. Трехмерные задачи математической теории упругости. – Тбилиси, 1968.

УДК 539.3

*Василевич Ю.В., Можаровский В.В., Неумержицкий В.В.,
Неумержицкая Е.Ю., Селивончик Е.В.*

МЕТОД РАСЧЕТА ВОЛНОВЫХ ПОЛЕЙ В НЕОДНОРОДНОЙ УПРУГОЙ ТВЕРДОЙ СРЕДЕ

*Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь*

Известна математическая модель [1], описывающая волновые поля в окрестности ограждающей конструкции в виде тонкой твердой упругой плиты (слоя) в воздухе при падении на нее плоской продольной волны.

Гармонические колебания неограниченной по протяженности вертикальной плиты при воздействии продольной волны $p_1 = p_{10} e^{-ik_0[(z+\delta) \cos \theta + y \sin \theta]}$ описываются уравнениями движения в форме Ламе

$$\begin{aligned}
(\lambda + \mu) \frac{\partial}{\partial \sigma} \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial \sigma} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \left[\mu \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) + \rho_0 \omega^2 \right] \vartheta &= 0, \\
(\lambda + \mu) \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \left[\mu \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) + \rho_0 \omega^2 \right] w &= 0,
\end{aligned} \tag{1}$$

где p_{10} – амплитуда давления в падающей плоской звуковой волне; $k_0 = \omega / \rho_0$ – волновое число для воздуха; ω – круговая частота колебаний, ρ_0 – плотность плиты; λ, μ – постоянные Ламе; y и z – вертикальная и горизонтальная оси координат с началом в середине плиты; ϑ и w – проекции

смещения на оси y и z ; 2δ - толщина плиты; θ - угол, образованный направлением распространения волны p_1 с осью z ; c_0 - скорость звуковой волны.

Согласно закону Снеллиуса угол падения волны равен углу отражения, а поскольку слой разделяет одну и ту же среду, то направление распространения прошедшей волны совпадает с направлением падающей.

Давления в отраженной p_2 и прошедшей p_3 волнах запишем в форме

$$\begin{aligned} p_2 &= \rho_{20} e^{-ik_0[-(z+\delta)\cos\theta+y\sin\theta]} \\ p_3 &= \rho_{30} e^{-ik_0[(z-\delta)\cos\theta+y\sin\theta]} \end{aligned} \quad (2)$$

где ρ_{20} , ρ_{30} - амплитуды в отраженной и прошедшей волнах; сомножитель $e^{i\alpha t}$ - опущен; t - время; остальные обозначения общеприняты.

Решение системы (1) ищем в виде

$$g = \frac{\partial \varphi}{\partial y} - \frac{\partial \psi}{\partial z}, \quad w = \frac{\partial \varphi}{\partial z} + \frac{\partial \psi}{\partial y}, \quad (3)$$

где φ и ψ - некоторые непрерывные и дифференцируемые функции координат y, z .

С учетом (3) из (1) имеем

$$\nabla^2 \varphi + \kappa_1^2 \varphi = 0, \quad \nabla^2 \psi + \kappa_2^2 \psi = 0, \quad (4)$$

где $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$; $\kappa_1 = \omega / \rho_1$ и $\kappa_2 = \omega / \rho_2$ - волновые числа для продольной и поперечной

волн; c_1 и c_2 - скорости их распространения.

Решениями дифференциальных уравнений (4) являются функции

$$\begin{aligned} \varphi &= (A_1 e^{\alpha_1 z} + A_2 e^{-\alpha_1 z}) e^{-ik_0 y \sin \theta} \\ \psi &= (A_3 e^{\alpha_2 z} + A_4 e^{-\alpha_2 z}) e^{-ik_0 y \sin \theta} \end{aligned} \quad (5)$$

где $\alpha_1 = \omega [(c_1 \sin \theta / c_0)^2]^{1/2} / c_1$, $\alpha_2 = \omega [(c_2 \sin \theta / c_0)^2 - 1]^{1/2} / c_2$; $A_i (i = \overline{1,4})$ - постоянные интегрирования.

По найденным (5) потенциалам φ и ψ определяются перемещения и напряжения

$$\begin{aligned} v &= -[(A_1 e^{\alpha_1 z} + A_2 e^{-\alpha_1 z}) ik_0 \sin \theta + \alpha_2 (A_3 e^{\alpha_2 z} - A_4 e^{-\alpha_2 z})] e^{-ik_0 y \sin \theta}, \\ w &= [(A_1 e^{\alpha_1 z} - A_2 e^{-\alpha_1 z}) \alpha_1 - (A_3 e^{\alpha_2 z} + A_4 e^{-\alpha_2 z}) ik_0 \sin \theta] e^{-ik_0 y \sin \theta}, \\ \sigma_z &= [(A_1 e^{\alpha_1 z} + A_2 e^{-\alpha_1 z}) a_1 - (A_3 e^{\alpha_2 z} - A_4 e^{-\alpha_2 z}) a_2] e^{-ik_0 y \sin \theta}, \\ \tau_{yz} &= -[(A_1 e^{\alpha_1 z} - A_2 e^{-\alpha_1 z}) a_3 + (A_3 e^{\alpha_2 z} + A_4 e^{-\alpha_2 z}) a_4] e^{-ik_0 y \sin \theta}, \end{aligned}$$

где $a_1 = (\lambda + 2\mu) \alpha_1^2 - \lambda \kappa_0^2 \sin^2 \theta$, $a_2 = 2i\mu \alpha_2 \kappa_0 \sin \theta$,

$a_3 = 2i\mu \alpha_1 \kappa_0 \sin \theta$, $a_4 = (\alpha_2^2 + \kappa_0^2 \sin^2 \theta) \mu$; A_i - находятся с учетом заданных граничных условий на боковых поверхностях плиты.

Предположим, что вертикальная тонкая и бесконечная по протяженности плита, толщиной h , помещена в упругую твердую среду. Начало декартовой системы координат Oyz поместим на правой границе плиты, направив по этому контуру вверх ось y , а z - вправо. Ось x выбираем параллельно фронту волны. Будем считать, что плита жестко соединена с твердой средой. Полупространства, расположенные слева и справа от плиты обозначим соответственно 1 и 2. Пусть со среды 1 ($z < -h$) на плиту падает под углом θ плоская продольная гармоническая волна $\varphi_1 \exp[-i\alpha(z+h)]$. Потенциалы отраженных продольной и поперечной волн в среде 1 запишем в виде $\varphi'_1 \exp[i\alpha(z+h)]$, $\psi'_1 \exp[i\beta(z+h)]$. В полупространстве 2 ($z > 0$) будут уходящие от границы плиты продольная $\varphi_2 \exp(-i\alpha z)$ и поперечная $\psi_2 \exp(-i\beta z)$ волны. Фактор $\exp i(\omega t - \xi x)$ всюду опускаем для сокращения записи формул. Здесь приняты следующие обозначения:

$\varphi_1, \varphi'_1, \psi'_1, \varphi_2, \psi_2$ - амплитуды соответствующих упомянутых волн;

$\alpha = \kappa_1 \cos \theta$, $\xi = \kappa_1 \sin \theta = \kappa_2 \sin \gamma$, $\beta = \kappa_2 \cos \gamma$; c_1 и c_2 - скорости продольной и поперечной волн в средах 1 и 2; θ и γ - углы, составляемые нормальными к фронтам продольной и поперечной волн с осью z .

Колебательное движение плиты происходит только в плоскости yz и не зависит от координаты x , т.к. вдоль нее давление на плиту постоянно. Следовательно, плита подвергается плоской деформации.

Воспользовавшись методикой решения выше изложенной задачи, нагрузку, действующую на плиту со стороны областей 1 и 2 разобьем на симметричную $\sigma_p = -0,5(\sigma_{z_1} + \sigma_{z_2})$, $\tau_c = 0,5(\tau_{xz_1} - \tau_{xz_2})$ и асимметричную $\sigma_a = 0,5(\sigma_{z_2} - \sigma_{z_1})$, $\tau_a = 0,5(\tau_{xz_1} + \tau_{xz_2})$ части.

При действии симметричной нагрузки полагаем, что поперечные перемещения частиц плиты равны нулю в силу их малости; отсутствует изгиб плиты; продольные смещения частиц плиты равны между собой. Продольные колебания u_0 срединной плоскости плиты, вызванные касательными напряжениями, описываются уравнением

$$\frac{E_n h}{1 - \nu_n^2} \frac{d^2 u_0}{dy^2} + m_n \omega^2 u_0 = 2\tau_c, \quad (6)$$

где $E_n, \nu_n, m_n = \rho_n h$ - модуль Юнга, коэффициент Пуассона, масса единицы площади плиты.

Поскольку рассматриваются вынужденные гармонические колебания, то решение уравнения (6) запишем в виде

$$u_0 = 2\tau_c (m_n \omega^2 - \frac{h E_n}{1 - \nu_n^2} \xi^2)^{-1} = \frac{2\tau_c}{m_n \omega^2 (1 - d)}, \quad (7)$$

где $d = (c_n \sin \theta / c_1)^2$, $c_n = E_n / (1 - \nu_n^2) \rho_n$ - скорость продольной волны в плите.

При действии на плиту асимметричной нагрузки допускаем, что продольные перемещения частиц срединной плоскости плиты равны нулю; поперечные перемещения равны между собой; продольные перемещения поверхностей плиты с учетом их деформации от изгиба равны $u_{n_1} = 0,5 h d w_n / dy$, $u_{n_2} = -0,5 h d w_n / dy$.

Поперечные перемещения плиты описываются уравнением

$$\Delta d^4 w_n / dy^4 - m_n \omega^2 w_n = -2\sigma_a + h d \tau_a / dy, \quad (8)$$

где $\Delta = E_n h^3 [12(1 - \nu_n^2)]^{-1}$ - цилиндрическая жесткость плиты.

Частное решение (8) запишем в форме

$$w_n = (2\sigma_a - i \xi h \tau_a) [m_n \omega^2 (\nu - 1)]^{-1}, \quad (9)$$

где $\nu = \Delta \xi^4 / m_n \omega^2 = (c_u \sin \theta / c_1)^4$; $c_u = (\Delta \omega^2 / m_n)^{1/4}$ - фазовая скорость изгибной волны в плите.

При жестком соединении плиты с упругой средой необходимо выполнение равенств одноименных компонент напряжений и перемещений, возникающих на границе плиты с материалом твердой среды. Из четырех граничных уравнений получим выражения для определения амплитуд отраженных φ'_1, ψ'_1 и прошедших φ_2, ψ_2 через плиту волн

$$\begin{aligned} \varphi'_1 &= -[\beta_1 w_n - i \xi u_0 + \varphi_1 (\xi^2 - \alpha \beta)] \beta_2^{-1}, \quad \psi'_1 = (\beta_3 \xi w_n + i \alpha u_0 - 2\varphi_1 \alpha \xi) \beta_2^{-1}, \\ \varphi_2 &= (\beta_1 w_n + i \xi u_0) \beta_2^{-1}, \quad \psi_2 = (\beta_3 \xi w_n - i \alpha u_0) \beta_2^{-1}, \end{aligned} \quad (10)$$

где $\beta_1 = -0,5 h \xi^2 + i \beta$, $\beta_2 = \xi^2 + \alpha \beta$, $\beta_3 = 0,5 h \alpha + i$.

Подставив значения напряжений, выраженные через потенциалы (10), в уравнения (7) и (9), получим формулы для расчета поперечных и продольных перемещений плиты

$$\begin{aligned} w_n &= \varphi_1 \alpha (2e_0 + i e_1) [e_3 (\nu - 1) - 2e_1 (1 - 2n_2 e_2) + i (2e_0 + 0,5 n_1 e_1 \cos \theta + e_3 \nu \eta)]^{-1}, \\ u_0 &= -2\varphi_1 \xi n_2 \cos \theta [e_3 (1 - d) - i (2n_2 \cos \theta + e_3 d \eta)]^{-1}, \end{aligned} \quad (11)$$

где $n_1 = h \omega / c_1$, $n_2 = c_2 / c_1$, $e_0 = (1 - (n_2 \sin \theta)^2)^{1/2}$, $e_1 = n_1 n_2 \sin^2 \theta$,
 $e_2 = e_0 \cos \theta + n_2 \sin^2 \theta$, $e_3 = n_1 e_2 \rho_n / \rho$, $\nu = (n_1 c_0 / c_1)^2 \sin^2 \theta / 12$

ρ - плотность материала упругой среды;

η - коэффициент потерь в материале плиты.

Анализ формул (11) показал, что наибольшего снижения амплитуд в прошедших через плиту волнах можно достичь при выполнении условий $h \omega_1 > c_1$ и угле падения

$$\theta \geq 1,5 \arcsin(\sqrt{12} / \sqrt{h \alpha c_n / c_1^2}). \quad (12)$$

Оценку передачи колебаний через плиту в твердой среде можно получить на основе анализа энергии в прошедших и падающей волнах. С учетом комплексных значений скоростей потенциалы падающей продольной волны и волн в среде за плитой запишем в виде

$$\begin{aligned} \varphi_1 & \exp\{-i[\alpha(z+h) + \xi y - \omega t] - 0,5\eta_1[\alpha(z+h) + \xi y]\}, \\ \varphi & = \varphi_2 \exp[-i(\alpha z + \xi y - \omega t) - 0,5\eta_1(\alpha z + \xi y)] \\ \psi & = \psi_2 \exp[-i(\beta z + \xi y - \omega t) - 0,5\eta_2(\beta z + \xi y)] \end{aligned}$$

где η_1 и η_2 - коэффициенты потерь продольной и поперечной волн в упругой среде.

Плотность упругой энергии в волне складывается из плотностей кинетической и потенциальной энергий [2]

$$E(y, z, t) = \frac{\rho}{2} \left\{ \left(\frac{\partial g}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 + 2(c_1^2 - 2c_2^2) \frac{\partial w}{\partial z} \frac{\partial g}{\partial y} + c_1^2 \left[\left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial g}{\partial y} \right)^2 \right] + c_2^2 \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial g}{\partial z} \right)^2 \right\}. \quad (13)$$

Воспользовавшись выражениями φ_2 , ψ_2 с учетом поперечного колебания w_n плиты и продольного смещения u_0 ее срединной плоскости, определим горизонтальную w и вертикальную g компоненты смещения произвольной точки за плитой. Отделив в формулах для w и g вещественные части, подставим их в (13). Усредняя затем полученное выражение по времени за период и пренебрегая членами, содержащими η_1^2 и η_2^2 , среднюю по времени плотность энергии в прошедшей продольной и трансформированной поперечной волнах, отнесенную к средней по времени плотности энергии в падающей волне, запишем в форме $\tau_\theta = \tau_{\theta_1} + \tau_{\theta_2}$,

где $\tau_{\theta_1} = 0,25e_2^{-2}e_8^{-1}e_9^{-1} \sin^2 2\theta \{ e_9(1 + 0,25n_1^2 \cos^2 \theta)(e_1^2 + 4e_0^2) + 4n_2 \cos \theta [2n_2 \cos \theta(0,5e_8 - e_{11} - 0,5n_1e_{10} \cos \theta) + e_7(e_{10} - 0,5n_1e_{11} \cos \theta)] \} \cdot \exp[-z(\eta_2\beta - \eta_1\alpha)]$ - часть энергии в

падающей волне, перенесенная трансформированной поперечной волной;

$$\tau_{\theta_2} = e_2^{-2}e_8^{-1}e_9^{-1} \cos^2 \theta \{ 4e_9 [1 - n_2^2 \sin^2 \theta(1 - 0,25n_1^2 \sin^2 \theta)]^2 + 4n_2^2 \sin^2 \theta \cdot$$

$$\cdot \{ n_2^2 e_8 \sin^2 \theta + 2n_2 \cos \theta [2e_0(e_0e_6 - e_1e_5) - 0,5e_1^2e_6] - e_7 [2e_0(e_0e_5 + e_1e_6) - 0,5e_1^2e_5] \} \} -$$

часть энергии, перенесенная прошедшей продольной волной;

где $e_4 = 2n_2 \cos \theta + e_3 d \eta$, $e_5 = e_3(\nu - 1) - 2e_1(1 - 2n_2e_2)$,

$$e_6 = 2e_0 + 0,5n_1e_1 \cos \theta + e_3 \nu \eta, e_7 = e_3(1 - d), e_8 = e_5^2 + e_6^2,$$

$$e_9 = e_7^2 + 4n_2^2 \cos^2 \theta, e_{10} = 2e_0e_5 + e_1e_6, e_{11} = 2e_0e_6 - e_1e_5.$$

Численные расчеты передачи колебаний показали, что потери энергии в материале плиты можно не учитывать. Основная доля энергии падающей продольной волны переносится через плиту продольными же волнами и энергией возникающих поперечных волн можно пренебречь. Плита является эффективной виброограждающей конструкцией при выполнении условий (12).

ЛИТЕРАТУРА

1. Заборов В.И. Теория звукоизоляции ограждающих конструкций. - М.: Стройиздат, 1969.-184с. 2. Викторов И.А. Звуковые поверхностные волны в твердых телах. - М.: Наука, 1981.-288с.

ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ УСКОРЕННОЙ СУШКИ ДРЕВЕСНЫХ ЗАГОТОВОК

*Белорусский государственный университет транспорта
Гомель, Беларусь*

Введение

В последние 15–20 лет пытаются применять электромагнитную энергию сверхвысоких частот (СВЧ-излучение) для сушки древесины. В качестве источников СВЧ-излучения применяются магнетроны, энергия электромагнитных волн которых мгновенно проникает по всему объему заготовки, вызывая нагрев за счет диэлектрических потерь. Основные преимущества данного способа: электроэнергия потребляется только источником излучения, нагрев осуществляется непосредственно изнутри древесины [1]. Древесина является сложным по строению и составу естественным материалом, который обладает специфическими свойствами, проявляемые при взаимодействии с переменным электромагнитным полем.

Физико-механические свойства древесины зависят от влаги, находящейся в клеточных стенках и связанной с ее компонентами. При максимальном содержании абсорбционной влаги механические свойства древесины минимальны и в таком состоянии идет торцово-прессовое деформирование заготовок влажностью $W = 17\text{--}30\%$ во вкладыш при изготовлении подшипников скольжения самосмазывающихся (ПСС). Неотъемлемым процессом в технологии их изготовления является последующая сушка до влажности $W = 3\text{--}5\%$ для придания максимальных механических свойств с последующей стабилизацией размеров вкладыша в этом состоянии. До настоящего времени применяется неэкономичная и энергоемкая сушка в печах, продолжительность которой составляет от двух до трех часов в зависимости от размеров вкладышей [2]. Применение СВЧ-сушки позволит сократить расход энергии и время сушки древесных заготовок в 7–8 раз.

Однако при СВЧ-сушке часто происходит возгорание древесины в следствии полного удаления связанной влаги, находящейся в клеточных стенках. Поэтому до настоящего времени СВЧ-сушка не находит широкого применения. Одна из причин несовершенства этого процесса – отсутствие теоретических исследований физико-химического процесса СВЧ-сушки древесных заготовок.

Постановка задачи. Теоретически обосновать взаимодействие электромагнитного поля и гигроскопической влаги древесины для создания технологии ускоренной сушки древесных заготовок.

Теоретические предпосылки. Свободная вода в древесине распространяется вдоль волокон по капиллярам (микрокапиллярам и сосудам), а поперек волокон – по сердцевинным лучам и порам. Размеры микрокапилляров колеблются по диаметру 20–70 мкм, по длине 0,7–1,6 мм; сосуды имеют диаметр 100–400 мкм, а длину 100 мм, но могут достигать 2–3 м. Сосуды и капилляры соединяются между собой густо расположенными в клеточной стенке порами, диаметр которых составляет 4–8 мкм. На 1 мм клеточной стенки находится 50–60 пор [3]. Свободная вода, присутствующая в этих полостях не влияет на механические свойства древесины, а только влага, находящаяся в водородных связях с компонентами древесины в клеточных стенках.

Результаты исследования. При отсутствии свободной влаги в древесине влажность внутри полостей сосудов, капилляров и пор будет равной влажности окружающей среды, в которой влага находится в газообразном состоянии. Влажность клеточных стенок (древесины) находится в равновесном состоянии с влажностью окружающей среды. Следовательно, для определения путей проникновения молекул воды в клеточную стенку древесины и изменения ее влажности необходимо рассматривать процесс гигроскопичности на молекулярном уровне.

Известно, что размер молекулы воды составляет 0,2 нм.

Очень приблизительно сравнить путешествие молекулы воды, например, по капиллярам, описанным выше, мысленно увеличив их размеры в 5 млн. раз. Тогда молекула воды будет представлять шарик, летящий по трубе диаметром 100–350 м и длиной 3,5–8 км. Естественно эта труба будет перфорированной порами – отверстиями диаметром 20–40 м, которые соединяют ее с соседними трубами. При этом диаметр шарика составит 1 мм.

Данное сравнение показывает, что древесина (в макроскопическом варианте) не содержащая свободную влагу проницаема для молекул воды и воздуха. То есть молекула воды может пронизать древесину вдоль и поперек волокон, не задерживаясь в ней.

Установлено молекулы воды свободно могут внедряться и покидать связи в зависимости от энергетического состояния, обусловленного влажностью среды, и поэтому их взаимодействие с электромагнитным полем практически не отличается от взаимодействия поля и свободных молекул воды. Поле СВЧ передает энергию непосредственно молекулам воды, вызывая их колебания с частотой волн, сопровождающиеся трением, а следовательно мгновенным нагревом. Молекулы воды отрываются, покидают связи и удаляются в окружающую среду. Поэтому при достижении влажности древесины $W = 3-5\%$ необходимо отключать подачу энергии.

Если количество подводимой СВЧ-энергии (посредством излучения) превысит количество отводимой энергии от древесины путем ее теплопроводности и теплоотдачи, то будет происходить тление с последующим возгоранием в установках СВЧ-сушки.

Теплоотдача происходит не только посредством теплопроводности, но и с удалением влаги. При температуре $t = 100\text{ }^\circ\text{C}$ теплопроводность вдоль волокон при влажности 30% $\lambda_{30} = 0,54\text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$ и влажности 0% $\lambda_0 = 0,38\text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$; поперек волокон $\lambda_{30} = 0,36\text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$ и $\lambda_0 = 0,25\text{ Вт/(м}\cdot^\circ\text{C)}$.

С уменьшением влажности древесины резко уменьшается ее теплопроводность, что приводит к накоплению энергии в образцах (поглощение энергии уменьшается, но не прекращается). При этом молекул воды уже не хватает для удаления излишков энергии, которые они затрачиваются уже на разрыв водородных связей между макромолекулами ($4-33\text{ кДж/моль}$), подвижность последних резко возрастает. Это приводит к увеличению молекулярного трения и, соответственно, к дополнительному нагреву.

Таблица 1 – Энергии межатомных связей

Вид связи	Энергия, кДж/моль	Вид связи	Энергия, кДж/моль
C-C	348	H-C	415
C-O	344	H-O	466

Превышение уровня энергии разрыва ковалентных (межатомных, внутримолекулярных) связей (таблица 1) приводит к разрушению макромолекулы на ее составляющие, которые в свою очередь будут обладать еще большей полярностью и подвижностью [4, 5].

Таким образом, начинается каскадное разрушение молекулярной структуры древесины – деструкция. Прекращение подачи энергии уже не может остановить начавшийся процесс, поскольку он сопровождается окислением радикалов и высвобождением дополнительной энергии. При этом древесина тлеет без возгорания (рисунок 1), превращаясь в древесный уголь.

Предотвратить разрушение древесины можно постепенно понижая мощность излучения, либо увеличивая расстояние от источника СВЧ-излучения до образца, т.к. напряженность электромагнитного поля уменьшается с увеличением глубины проникновения по экспоненциальному закону.

При правильном соотношении частоты и мощности излучения в зависимости от уменьшения содержания гигроскопической влаги возможно достижение безопасной сушки древесины без ее разрушения.

Нами был предложен *расчет количества связанной воды при полном насыщении волокон древесины влагой* через молекулярные массы элементарных звеньев макромолекул основных компонентов древесины – целлюлозы, гемицеллюлозы и лигнина. Установлено, что количество всей связанной воды в компонентах древесины будет пропорционально суммарному количеству воды, присоединенной одной единицей каждого компонента.

Полученный результат соответствует многочисленным экспериментальным данным независимых исследователей и этот *расчет подтверждает, что абсорбционная (связанная) влага находится только в водородных межмолекулярных связях*, а так же свидетельствует о том, что только связанная вода, а именно, молекулы воды, внедрившиеся в водородные связи компонентов древесины, вызывают ее разбухание и обуславливают изменение ее физико-механических свойств.

Выводы. Предложено теоретическое обоснование взаимодействия электромагнитного поля и гигроскопической влаги древесины для создания технологии ускоренной сушки древесных

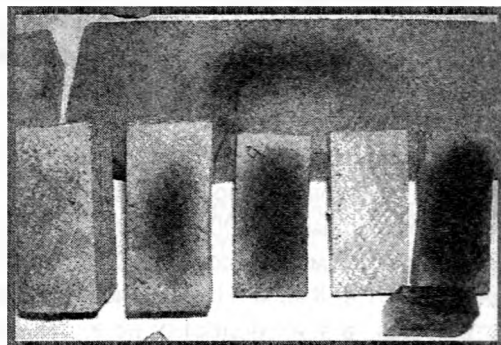


Рисунок 1 – Экспериментальные образцы древесины березы, высушенных до абсолютно-сухого состояния, после воздействия СВЧ-излучения 2,45 ГГц в течении 30 минут

заготовок. Показано, что молекулы гигроскопической воды находятся в водородных межмолекулярных связях и только через них они проникают вглубь клеточной стенки преимущественно поперек волокон. Установлено, что электромагнитное поле воздействует на молекулы связанной воды так же как на молекулы свободной влаги, а при полном удалении которой в процессе СВЧ-сушки происходит возгорание древесины.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гареев Ф.Х. Проблемы и перспективы СВЧ-сушки древесины // Леспромформ. – 2004. – №1. – С. 50–52.
2. Врублевская В.И., Невзорова А.Б., Врублевский В.Б. Износостойкие самосмазывающиеся антифрикционные материалы и узлы трения из них. – Гомель: БелГУТ, 2000. – 324 с.
3. Боровиков А.М., Уголев Б.Н. Справочник по древесине. – М.: Лесная промышленность, 1989. – 296 с.
4. Роговин З.А., Шарыгина Н.Н. Химия целлюлозы и ее спутников. – М.: Химия, 1992. – 520 с.
5. Лигнины (структура, свойства и реакции): Пер. с англ. / Под ред. В.М. Никитина. – М.: Лесная промышленность, 1975. – 629 с.

УДК 62-233.2

Дашковский В.А., Врублевская В.И.

АНТИФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИРОДНЫХ И СИНТЕТИЧЕСКИХ ПОЛИМЕРОВ

Белорусский государственный университет транспорта
Гомель, Беларусь

Современное машиностроение обладает большим выбором различных антифрикционных материалов. Широкое распространение получили полимерные материалы. Благодаря их применению повышается надежность и долговечность узлов трения, удешевляются эксплуатация и ремонт машин и механизмов.

На сегодняшний день, одним из лучших представителей альтернативных материалов является антифрикционная самосмазывающаяся прессованная древесина березы (АСПД), пропитанная модифицированными смазками, которая используется в качестве вкладышей подшипников скольжения самосмазывающихся (ПСС). ПСС отлично работают в абразивно-агрессивных средах, при факторе $pv \leq 2,5$ МПа·м/с, температурах до $+120^\circ\text{C}$ [1].

При сравнении триботехнических свойств АСПД с другими антифрикционными материалами мы столкнулись с проблемой – все испытания проводятся при различных условиях и разными методами. Для объективной сравнительной оценки работоспособности ПСС с лучшими антифрикционными полимерами нами проводились испытания в одних и тех же условиях с одинаковыми нагрузочно-скоростными параметрами.

Для экспериментов были выбраны: вторичный фторопласт Ф-4, флубон-20, Ф4К20, суперфлувис и АСПД.

Потребительские свойства изделий из вторичного Ф-4 практически соответствуют свойствам из первичного Ф-4, что позволяет экономить до 40% средств, не теряя при этом уникальных свойств фторопластов.

Флубон-20 – полимерный композиционный материал на основе политетрафторэтилена, сополимеров этилена и тетрафторэтилена и других фторсодержащих полимеров, модифицированных углеродных волокон и других волокнистых и дисперсных наполнителей. Флубон характеризуется износостойкостью, низким коэффициентом трения, самосмазывающимися и уплотнительными свойствами. Детали из него (под-

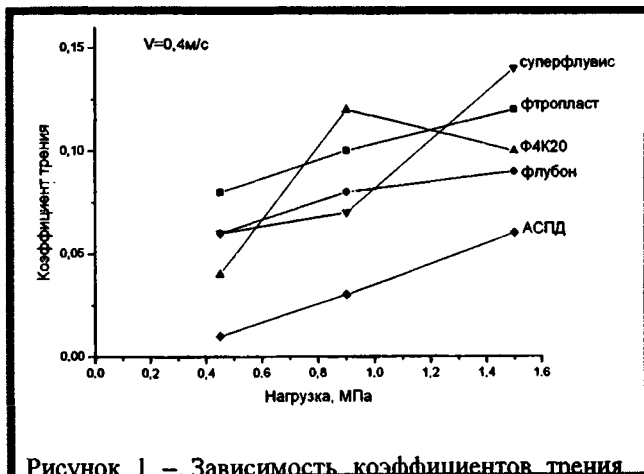


Рисунок 1 – Зависимость коэффициентов трения материалов от нагрузки при $v = 0,5$ м/с

шипники скольжения, уплотнительные кольца, торцевые уплотнения, сепараторы подшипников качения) используются в узлах трения различного назначения [2].

Материал Ф4К20 по сравнению с фторопластом-4 имеет в 600 раз большую износостойкость и на 30% выше напряжение сжатия в диапазоне температур от -60 до $+250^{\circ}\text{C}$. Он рекомендуется для изготовления деталей антифрикционного назначения и уплотнительных изделий подвижных соединений (поршневые кольца). Ф4К20 пригоден для работы в условиях высокого вакуума, в среде углеводородных газов, сухого воздуха, жидких углеводородов, растворителей.

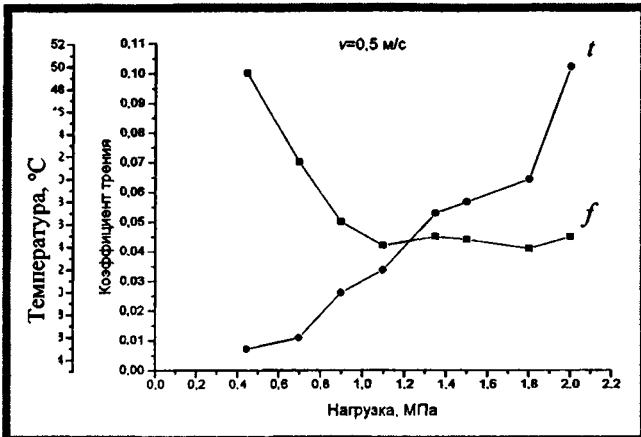


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента трения и температуры АСПД от нагрузки при $v = 0,5$ м/с

до твердости 50 HRC. При исследовании определялись: коэффициент трения, линейный и массовый износ при работе образцов в режиме самосмазки.

Коэффициент трения определяли при постоянной скорости скольжения $v = 0,4$ м/с и нагрузках $p = 0,45; 0,9; 1,5$ МПа (рисунок 1). Массовый и линейный износ находили в течение 1 ч при постоянной нагрузке $p = 1,5$ МПа и скорости скольжения $v = 0,4$ м/с.

Результаты экспериментов показали, что самый низкий коэффициент трения $f = 0,06$ наблюдается у прессованной древесины. Среди полимерных материалов лучшую работоспособность и низкий коэффициент трения показал флубон $f = 0,087$ (вторичный фторопласт $f = 0,12$, Ф4К20 $f = 0,1$, суперфлувис $f = 0,14$). У прессованной древесины линейный износ не был зафиксирован, при этом массовый износ составил 0,02 г. Сопоставляя полученные данные с наблюдениями во время эксперимента, при которых продукты износа не выделялись, можно утверждать, что изменение массы вкладыша связано с переносом высокомолекулярных присадок на контртело. Среди полимерных материалов наименьший линейный 0,05 мм и массовый износ 0,05 г отмечается у суперфлувиса (соответственно у вторичного фторопласта – 1,8 мм и 0,75 г, у Ф4К20 – 0,2 мм и 0,06 г, у флубона – 0,2 мм и 0,14 г).

Также были проведены испытания АСПД по определению зависимости коэффициента трения и температуры от нагрузки при $v = 0,5$ м/с, результаты которых представлены на рисунке 2.

Анализ результатов сравнительных испытаний показал, что лучшей износостойкостью и наименьшим коэффициентом трения обладает прессованная древесина, модифицированная загущенными смазками.

Работа выполнена в рамках гранта МО №5378 от 01.01.2008 г.

ЛИТЕРАТУРА

1. Врублевская, В.И. Износостойкие самосмазывающиеся антифрикционные материалы и узлы трения из них / В.И. Врублевская, А.Б. Невзорова, В.Б. Врублевский. – Гомель, 2000. – 324 с.
2. Полимеры в узлах трения машин и приборов: Справочник / А.В. Чичинадзе [и др.]; под общ. ред. А.В. Чичинадзе – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1988. – 328 с.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.793.1

Фролов И.С., Иващенко С.А., Мрочек Ж.А. Технология формирования вакуумно-плазменных покрытий на деталях из алюминиевых сплавов // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 7.

Рассмотрена технология формирования вакуумно-плазменных покрытий на деталях из алюминиевых сплавов. Предложена последовательность технологических этапов, режимы обработки и конструкции покрытий. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621

Шелег В.В., Жиркевич Н.И. Вакуумная система для нанесения комбинированных функциональных тонкопленочных покрытий // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009 – Вып. 24. – С. 11.

Приведено новое решение конструкции вакуумной системы для нанесения комбинированных функциональных тонкопленочных покрытий на основе Ti (и его соединений с азотом и углеродом) и тетраэдрического аморфного углерода. – Ил.3. Библиогр.2

УДК 621.923.7

Шелег В.К., Войтех А.Ю., Беллев Г.Я., Синькевич Ю.В., Янковский И.Н. Исследование высотных параметров шероховатости поверхности коррозионностойких сталей при электроимпульсном полировании // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 18.

Приведены результаты исследований высотных параметров шероховатости поверхности коррозионностойкой стали 20Х13 при электроимпульсном полировании. Исследовано влияние времени обработки, температуры и состава электролита на сглаживание микронеровностей поверхности. Получена математическая модель, позволяющая с высокой достоверностью прогнозировать изменение высотных параметров шероховатости при электроимпульсном полировании. – Ил. 4. Библиогр. 5.

УДК 621.791

Мрочек Ж.А., Шадуя В.Л., Кожуро С.Л. Влияние механической обработки на износостойкость покрытий // *Машиностроение: сб.* – 2009. – Вып. 24. – С. 21.

В результате исследований установлено, что электромагнитной наплавкой обеспечивается повышение износостойкости поверхности изделия на 5...15 %, момент и коэффициент трения практически не меняется, что объясняется сформированным микрорельефом. – Табл. 1.

УДК 621.793.001.57:621.777.42

Мрочек Ж.А., Харченко В.В. Особенности технологического процесса формообразования покрытий прессованием // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 23.

Рассмотрены механизм соединения материалов и технологические параметры, характеризующие процесс прессования. Для разработки механизма использованы представления об энергии молекулы, которая предполагает взаимодействие всех образующих ее частиц. При этом наименьшее число атомов молекулы находится из условия, определяющего нейтральность ее границы. – Ил. 1. Библиогр. 7.

УДК 621

Беллева Г.И., Беллев Г.Я., Крушевский А.Е., Присевок А.Ф. К решению задачи о свдообразовании в питателе плазмотрона // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 28.

До настоящего времени выбор формы и параметров питателей плазмотрона осуществлялся на основе опыта исполнителя. В результате чего достаточно часто наблюдались случаи образования свода из напыляемого порошка и прекращение его подачи в рабочую зону плазменной горелки.

В предложенной работе рассматривается один из возможных вариантов решения пространственной задачи определения рациональной формы и параметров питателей плазменных и газопламенных горелок. При этом связываются геометрические параметры питателей с физико-механическими свойствами сыпучей среды.

УДК 621.791.92

Присевок А.Ф., Шелег В.К. Электродуговые генераторы низкотемпературной плазмы и их применение в промышленности // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 34.

Большие потенциальные возможности электродуговых генераторов (плазмотронов) низкотемпературной плазмы позволяют использовать их в различных отраслях промышленности, в том числе в области упрочняющей технологии. Однако, из-за сложности процессов, протекающих при образовании струи плазмы, трудно отработать оптимальный вариант конструкции плазмотрона, который обеспечил бы высокую производительность процесса при требуемой высокой надежности работы плазмотрона. На основании анализа результатов исследований, посвященных разработке различных вариантов конструкций плазмотронов, показаны их характерные особенности, преимущества и недостатки, что послужило основанием для выполнения работ по совершенствованию существующих промышленных плазмотронов. – Ил. 4. Библиогр. 9.

УДК 621.793

Соколов И.О., Спиридонов Н.В., Володько А.С. Исследование изнашивания газотермических покрытий при фреттинг-коррозии // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 39.

В работе представлены результаты исследования изнашивания при фреттинг-коррозии композиционных газотермических покрытий, методика и оборудование для их проведения. – Ил.7, Библиогр.3.

УДК 621.793

Соколов И.О., Спиридонов Н.В., Пилецкая Л.И. Исследование износостойких композиционных покрытий для упрочнения высоконагруженных валов бумагоделательного оборудования // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 41.

Представлены результаты исследования структуры, микроструктуры и распределения легирующих элементов в напыленных композиционных покрытиях и их влияние на характеристики покрытий. – Ил.6, Табл.1, Библиогр.3.

УДК 621.373.826

Спиридонов Н.В., Соколов И.О., Бегацкий Д.А., Лукашевич О.Н. Исследование микротвердости и износостойкости серого чугуна, упрочненного лазерным легированием // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 45.

Проведены исследования микротвердости и износостойкости поверхности серого чугуна, модифицированного лазерным легированием различными элементами. Дана сравнительная оценка полученных результатов. Приведены рекомендации по выбору легирующих элементов - Ил. 3. Библиогр. 5.

УДК 621.923.044.7

Устинович Д.Ф. Влияние условий обработки на эффективность процесса МАО алюмооксидной керамики // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 48.

Приведены данные о влиянии технологических параметров магнитно-абразивной обработки на величину массового съема керамики на основе оксида алюминия. – Ил.3. Библиогр. 5.

УДК 549.2:535.211

Голубев В.С., Романчук И.А., Черникович В.Н. Модернизация установки воздушно-плазменной резки «КИЕВ-4М» под задачи поверхностного упрочнения // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2008. – Вып. 24. – С. 51.

Рассмотрена возможность модернизации плазмотрона и источника питания плазменной установки «Киев-4М» с целью использования ее для поверхностной термообработки различного ряда деталей. – Ил.2 Библиогр.2

УДК 621.793

Акулович Л.М., Миранович А. В. Исследование свойств покрытий, полученных наплавкой с использованием энергии постоянных магнитов // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 54.

Рассматриваются физико-механические свойства покрытий, нанесенных с использованием электрических разрядов и энергии электрических и постоянных магнитов на поверхности металлических образцов. – Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.791.72

Дьяченко О.В., Кардаполова М.А., Василенко А.Г. Выбор компонентов для лазерного легирования и термодинамический анализ возможных превращений в покрытиях из самофлюсующихся порошков на основе железа. // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 59.

Обоснован выбор компонентов для лазерного легирования и проведен термодинамический анализ возможных химических превращений карбидных и боридных частиц при повышенных температурах. Ил. 4. Табл. 3. Библиогр. 26.

УДК 621.373.826

Кобяков О.С., Кардаполова М.А., Королева А.Н. Исследование структурной и прочностной неоднородности зон лазерного термоупрочнения высокопрочного чугуна ВЧ50 // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 65.

Рассмотрены процессы формирования структурной и прочностной неоднородности зон лазерного термоупрочнения высокопрочного чугуна ВЧ50. – Ил. 4. Табл.1. Библиогр.8.

УДК 621.9

Леванцевич М.А., Максимченко Н.Н., Присевок А.Ф. Применение метода плакирования гибким инструментом для снижения трения в направляющих скольжения станков // *Машиностроение.* – Мн., 2008. – Вып. 24. – С. 69.

Представлены результаты триботехнических испытаний направляющих скольжения металлорежущих станков. Показано, что для снижения трения в направляющих скольжения металлорежущих станков можно эффективно использовать метод плакирования гибким инструментом (вращающейся металлической щеткой). – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.787.4

Бохан С.Г., Шкинъ Н.В. Исследование процесса формирования рельефа поверхности при обкатывании роликом // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 92.

Рассмотрены особенности пластического деформирования поверхностного слоя детали при обкатывании роликом. Разработана методика анализа распределения металла в зоне пластической деформации. – Ил.5. Табл.1 Библиогр. 3

УДК 621.9.048.6

Шелег В.К., Присевок А.Ф., Куптель В.Г. Вибрационное точение – эффективный способ обработки высокопластичных материалов // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 96.

Предложены конструктивные особенности токарно-расточных режущих инструментов вибрационного автоколебательного резания, рассмотрены технологические возможности обеспечения стабильного стружкодробления, управления параметрами точности и качества обрабатываемых поверхностей, а также стойкостью инструмента при токарной обработке деталей из высокопластичных материалов. – Ил. 1. Библиогр. 7.

УДК 621.983

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Яцкевич О.К., Дубовик А.М., Федорук Г.Ф. Влияние структурного состояния поверхностного слоя, упрочненного комбинированным способом, на остаточные напряжения // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2008. – Вып. 24. – С. 75.

В данной статье рассматривается вариант комбинированной обработки для формирования износостойких покрытий, включающий в себя сочетание предварительной лазерной обработки и последующего электроискрового легирования. Показана зависимость остаточных напряжений в упрочненном комбинированной обработкой слое от фазового состава.

УДК 621.983

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Яцкевич О.К., Ратько Е.Ф. Упрочнение поверхностей терния инструментальных сталей комбинированными методами обработки // *Машиностроение.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 81.

Показана перспективность применения комбинированных методов упрочнения поверхностей. Эффективность электроискрового легирования поверхности твердым сплавом может быть повышена предварительной лазерной обработкой. Лазерная обработка в данном случае способствует активации рабочих поверхностей. Сочетание же электроискрового легирования и электромагнитной обработки значительно снижает шероховатость поверхности.

УДК 621.923.7

Майборода В.С., Лебедев В.Я. Кинематика процесса магнитно-абразивной обработки твердосплавных режущих пластин в условиях больших магнитных зазоров // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 85.

Выполнен расчет параметров магнитно-абразивной обработки многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин. Показано, что посредством абразивного порошка, сформированного и уплотненного магнитным полем в больших магнитных зазорах при реверсивном вращении пластин обеспечивается равномерная обработка их рабочих поверхностей.

УДК 621.787.4-048.6

Басенок Г.С., Сидоренко В.А., Бачанцев А.И. Ультразвуковая упрочняюще-чистовая обработка винтовых пружин // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 89.

Разработан способ и устройство для финишной обработки деталей типа винтовых пружин, основанный на использовании поверхностного пластического деформирования в ультразвуковом поле. Описана принципиальная схема технологического оборудования и результаты его производственных испытаний. Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.9.91 (035)

Шелег В.К., Присевок А.Ф., Клавсуть П.Н. Высокоскоростная фрезерная обработка при производстве технологической оснастки // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 99.

Приводится сравнительная характеристика потребной и располагаемой мощностей станков при различных видах фрезерной обработки при изготовлении технологической оснастки, рассмотрены требования к САМ-системе для обеспечения эффективной высокоскоростной обработки. – Ил. 4. Библиогр. 4.

УДК 621.914.1

Баршай И.Л., Бирич А.В., Гончаров С.П., Скробот Е.Ф. Моделирование влияния иглофрезерования на формирование наклепа заготовок из чугунов // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 103.

В статье представлены результаты исследований моделирование влияния параметров режима иглофрезерования на формирование наклепа по обработке чугунов СЧ15, СЧ25 и ВЧ50. Разработанные модели позволят осуществить прогнозирование и оптимизацию процесса иглофрезе-

рования. а также управление процессом обработки для обеспечения требуемой микротвердости поверхности деталей в зависимости от их эксплуатационного назначения.

Ил. 2. Табл. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.7

Баршай И.Л., Яцко Т.С. Влияние обработки поверхностным пластическим деформированием на формирование шероховатости внутренних поверхностей заготовок из порошковых материалов // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 106.

В статье представлены результаты исследований влияния обработки поверхностным пластическим деформированием (ППД) на формирование характеристик шероховатости внутренних поверхностей заготовок из широко применяемых порошковых композиций железо – графит и железо – графит – медь. ПА-ЖГр2 и ПА-ЖГр1ДЗ

Результаты исследований позволили разработать математические модели влияния параметров режима ППД на формирование исследуемых характеристик шероховатости поверхности из указанных материалов.

Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 11.

УДК 621.97

Шатуров Д.Г., Мрочек Ж.А., Жолобов А.А. Оценка и прогнозирование оптимальной шероховатости при токарной обработке штоков гидроцилиндров // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 110.

Представлены и проанализированы результаты измерений шероховатости поверхности при токарной обработке заготовок деталей типа валов; приведены расчетно-аналитические зависимости, позволяющие провести экспертную оценку влияния отдельных параметров процесса обработки на стадии его проектирования. – Ил. 1, Библ. 2.

УДК 621.833

М.М. Кане, Б.В. Иванов, А.И. Медведев. Анализ изменений параметров качества поверхностей зубьев цилиндрических шестерен при их шевинговании // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 114.

Выполнено экспериментальное исследование изменения параметров шероховатости Ra, микротвердости Hц, остаточных напряжений I и II родов σ_1 и σ_2 в поверхностях зубьев цилиндрических шестерен при их шевинговании. Показаны возможности моделирования этого процесса, повышения его надежности по параметрам качества за счет оптимизации требований к исходным значениям указанных параметров

УДК 621.923

Крикко Г.П., Черей Д.А. Особенности процесса суперфиниширования бочкообразных роликов двухрядных роликовых сферических подшипников // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 117.

Рассмотрены особенности процесса суперфиниширования бочкообразных роликов двухрядных роликовых сферических подшипников. Приведены расчеты усредненных радиусов кривизны бочкообразных роликов в различных продольных сечениях. Установлено, что по мере удаления от диаметральной плоскости ролика радиуса кривизны значительно уменьшаются. Это явление приводит к тому, что процесс резания протекает прерывисто по контактными линиями за каждый двойной ход бруска. Определена форма площадок контакта абразивного бруска с бочкообразной поверхностью ролика. Проведен анализ распределения давления на поверхности ролика в различные периоды двойного хода инструмента при суперфинишировании шарнирно закрепленным бруском –Ил.8. Табл.3. Библиогр.2.

УДК 672.822.1+631.301004.67:621.923.7

Благодарная В.М., Барборак*О. Особенности магнитно-абразивной обработки швейных игл // *Машиностроение: сб.* – Минск. – 2008. – Вып. 24. – С. 72.

В статье показано, что эффективным способом улучшения качества швейных игл является магнитно-абразивная обработка, которая в процессе одной операции производит полирование рабочей поверхности иглы, округление вершины иглы, удаляет заусенцы с краев отверстия ушка иглы, сглаживает края отверстия и сглаживает фаску на переходе тела иглы в конусную вершину.

УДК 621.833.1

*Благодарный В.М., Джачовский*Ф.* Производительная технология изготовления мелко-модульных зубчатых колес // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 131.

В статье предложен производительный способ изготовления мелко-модульных зубчатых колес методом холодного накатывания с последующим удалением заусенцев с помощью магнитно-абразивной обработки. Представлены схемы холодного накатывания и магнитно-абразивной обработки.

УДК 621.81:539.4

Чигарев А.В., Шукевич Т.В., Ручан М.В., Пронкевич С.А. Исследование напряженного состояния в местах силового контакта // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 139.

Рассмотрено влияние геометрии профиля зубьев цилиндрических передач на величину контактного давления. Выполнен расчет серийных пар с однопарным и двухпарным зацеплением в инженерном пакете Ansys 11.0. – Ил.5.

УДК 621.81:539.4

Пронкевич С.А., Ручан М.В., Шукевич Т.В. Применение конечно-элементного пакета ANSYS для проведения установочного анализа деталей машин // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 142.

Проведен усталостный анализ посредством конечно-элементного пакета ANSYS. Выполнен расчет серийной пары прямозубой цилиндрической передачи с однопарным зацеплением. – Ил. 5.

УДК 621.81:539.4

Чигарев А.В., Ручан М.В., Шукевич Т.В., Пронкевич С.А. Исследование НДС внешнего зубчатого зацепления с помощью инженерного пакета ANSYS / *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 145.

Выполнен расчет действующих и допускаемых напряжений по Гост 21354 и инженерном пакете ANSYS. – Ил.3.

УДК 621.3.029.6:674.8

Невзорова А.Б., Матусевич В.О., Врублевский В.Б. Обоснование технологии ускоренной сушки древесных заготовок // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 147.

Теоретически обоснованы пути продвижения молекул воды из окружающего воздуха в клеточную стенку, определено местонахождение ее в межмолекулярных пространствах компонентов древесины и максимально возможное количество связанной влаги, находящейся в клеточной стенке, а также взаимодействие электромагнитного поля и гигроскопической влаги. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 539.3

Чигарева О.А., Беляцкая Л.Н. Волновая динамика круглой приповерхностной трещины под воздействием вибрации // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 157.

Рассмотрено волновое поле рассеянное трещиной, расположенной в полупространстве. Оценены коэффициенты интенсивности напряжений и величина максимального раскрытия трещины. – Ил. 3. Библиогр. 8.

УДК 539.3 519.6 519.5

Мелешко И.Н., Чигарев А.В. Деформация круговой пластины при несимметричных граничных условиях // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 161.

Рассмотрена деформация круговой пластины при несимметричных граничных условиях. Разработан метод приближенного вычисления прогибов пластины – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 05.06.07.12

Чижарев А.В., Мальцев А.Г., Мальцев И.А. Термомеханическая модель формирования нанотрубок при лазерном воздействии // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 166.

Рассмотрена модель образования нанотрубок при распылении композитной машины лазерным излучением. Предложенные механизмы волн скачков напряжений. – Ил. 3. Библиогр. 1.

УДК 621.762.4

Якубовский А.Ч., Петюшик Е.Е., Галуза И.М. К вопросу о механических свойствах проникаемых материалов на основе проволоки // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 172.

Исследован характер взаимодействия витков проволоки в структуре проникаемого материала на основе навиваемой проволоки. Рассмотрены две схемы нагружения изделия, представленного в виде пористой трубы — внутренним и наружным давлением рабочей среды. Показано, что характер изменения внутреннего рабочего давления подобен характеру изменения наружного. Установлено, что механические характеристики проволочного материала зависят от качества сцепления витков, что тесно связано с технологическими параметрами изготовления пористой трубы. – Ил. 8, Библиогр. 6.

УДК 621.7

Якубовский А.Ч., Козловская В.М. К вопросу о возможности использования пористых проникаемых материалов на основе проволоки в конструкциях звукопоглощающих устройств // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 176.

Проведен сравнительный анализ прочности и производительности традиционных пористых проникаемых материалов на металлической основе, наиболее эффективных с точки зрения звукопоглощения, с новым пористым материалом на основе навиваемой проволоки (ПМНП), близким по свойствам к выбранным материалам. Выявлен высокий уровень эффективности ПМНП по принятым критериям. — Ил. 2, Библиогр. 8.

УДК 621.313.84

Клус С. А., Куликов И. С. НДС полого короткого цилиндра с учетом тепловой и радиационной ползучести // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 178.

Рассмотрен полый короткий цилиндр под действием неравномерного нагрева, радиационного облучения и приложенной механической нагрузки (внутренней и наружной). Выведены уравнения для определения напряжений и деформаций с учетом тепловой и радиационной ползучести. Представлен алгоритм численного решения задачи с рассматриваемыми нагрузками при заданном законе ползучести. – Ил.2. Библиогр.2.

УДК 621.791: 658.562

Хмелев А.А., Бравков А.А. Упрощенный метод построения диаграмм хрупковязкого состояния стали // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 181.

Изложена методика упрощенного метода построения диаграмм хрупковязкого состояния стали, используемых при неразрушающем методе контроля конструкций. Исходными данными для построения диаграмм служат сертификатные характеристики стали. – Ил.1. Библиогр.2

УДК 621.94.084

Ширвель П.И., Куликов И.С. О неосесимметричном НДС неравномерно нагретого длинного сплошного цилиндра, подверженного нейтронному облучению // *Машиностроение: сб.* – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 184.

Исследовано неосесимметричное НДС однородного бесконечно длинного, сплошного цилиндра, находящегося в температурном поле $T(r, \theta)$ и подвергающегося действию радиационного набухания $S[T(r, \theta), \phi \cdot t]$ и внешнего давления. Разработана схема численного решения данной задачи в перемещениях, с дальнейшим построением тензоров деформаций и напряжений в любой точке по периметру цилиндра. – Ил.3. Библиогр.6.

УДК 621.762.224

Ласковнев А. П., Марков Г. В. Насыщение алюминиевых сплавов частицами графита // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 190.

Рассмотрены особенности насыщения алюминиевых сплавов микрочастицами графита при использовании вакуумного электродугового метода нанесения покрытий. Определены основные технологические параметры процесса. – Библиогр. 13.

УДК 669.13 : 629.113.3

Ласковнев А.П., Покровский А.И., Хроль И.Н. Исследование электросопротивления чугуна после горячей пластической деформации // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 191.

Исследовано электросопротивление чугуна, подвергнутого горячей пластической деформации с разной степенью и при различных температурах. – Ил. 6.

УДК 539.3

Василевич Ю.В., Неумержицкий В.В., Неумержицкая Е.Ю., Язневич А.М. Представление общих формул теории упругости для расчета напряженно-деформированного состояния трехмерных анизотропных тел // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 195.

Рассмотрены независимые формы представления общих формул теории упругости для расчета напряженно-деформированного состояния трехмерных анизотропных тел. – Библиогр. 3.

УДК 539.3

Василевич Ю.В., Можаровский В.В., Неумержицкий В.В., Неумержицкая Е.Ю., Селиванчик Е.В. Метод расчета волновых полей в неоднородной упругой твердой среде // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 197.

Дан анализ математической модели, описывающей волновые поля в окрестности ограждающей конструкции в виде тонкой плиты в упругой твердой среде при воздействии продольной волны. – Библиогр. 2.

УДК 62-233.2

Дашковский В.А., Врублевская В.И. Антифрикционные характеристики природных и синтетических полимеров // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 203.

Приведены сравнительные испытания различных антифрикционных синтетических полимерных материалов и прессованной, модифицированной загущенными смазками, древесины. Установлено, что лучшей износостойкостью и наименьшим коэффициентом трения обладает прессованная древесина. – Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.3.029.6:674.8

Невзорова А.Б., Матусевич В.О., Врублевский В.Б. Обоснование технологии ускоренной сушки древесных заготовок // Машиностроение: сб. – Минск, 2009. – Вып. 24. – С. 201.

Теоретически обоснованы пути продвижения молекул воды из окружающего воздуха в клеточную стенку, определено местонахождение ее в межмолекулярных пространствах компонентов древесины и максимально возможное количество связанной влаги, находящейся в клеточной стенке, а также взаимодействие электромагнитного поля и гигроскопической влаги. – Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 5.

Научное издание

МАШИНОСТРОЕНИЕ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 24

В двух томах

Том 1

Ответственный за выпуск А.И. Бачанцев
Компьютерная верстка Н.В. Руднева

Подписано в печать 02.02.2009.

Формат 60×84¹/₈. Бумага офсетная.

Отпечатано на ризографе. Гарнитура Таймс.

Усл. печ. л. 24,76. Уч.-изд. л. 9,68. Тираж 60. Заказ 1359.

Издатель и полиграфическое исполнение:

Белорусский национальный технический университет.

ЛИ № 02330/0131627 от 01.04.2004.

Проспект Независимости, 65, 220013, Минск.