

Запорожский национальный технический университет, АО «Мотор Сич»,
Национальный аэрокосмический университет им. Жуковского «ХАИ»

**ВЕСТНИК
ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ №1
2012**

издается
с 2002 г.

НАУЧНО–ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Выходит два раза в год

**Входит в список научных профессиональных изданий Украины,
в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ
на получение научных степеней доктора и кандидата технических наук
(Постановление ВАК Украины № 1-05/1 от 10.02.2010 г.)**

Свидетельство о регистрации КВ № 6157 от 20 мая 2002 г.
выдано Государственным комитетом информационной политики,
телевидения и радиовещания Украины

Запорожье
АО «Мотор Сич»
2012 г.

ISSN 1727-0219

Интернет-страница журнала: <http://journal.zntu.edu.ua/vd/index.php?page=index>

Статьи, которые публикуются в журнале, реферируются в базах данных РЖ ВИНИТИ (Россия) и «Джерело» (Украина). Журнал «Вестник двигателестроения» содержится в международной базе научных изданий Index Copernicus (<http://journals.indexcopernicus.com/index.php>), электронная копия журнала размещена на сайте Национальной библиотеки Украины имени В.И. Вернадского НАН Украины в разделе «Наукова періодика України» по адресу: <http://nbuv.gov.ua/portal/>

Уважаемые авторы публикаций!

Журнал отражает достижения науки и техники предприятий и организаций Украины и зарубежных стран в области двигателестроения, публикует разработки ведущих специалистов и ученых, направленные на совершенствование производства и повышение качества продукции, а также статьи потенциальных соискусителей ученых степеней и званий.

Статьи и сообщения будут формироваться по следующим рубрикам:

- Общие вопросы двигателестроения
- Конструкция и прочность
- Сборка и испытания
- Эксплуатация, надежность, ресурс
- Технология производства и ремонта
- Конструкционные материалы
- Стандартизация и метрология
- Экология

Шановні автори публікацій!

Журнал відображає досягнення науки і техніки підприємств та організацій України і зарубіжних країн в галузі двигунобудування, публікує розробки провідних спеціалістів та вчених, спрямовані на вдосконалення і підвищення якості продукції, а також статті потенційних здобувачів наукових ступенів і звань.

Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

- Загальні питання двигунобудування
- Конструкція і міцність
- Складання і випробування
- Експлуатація, надійність та ресурс
- Технологія виробництва і ремонту
- Конструкційні матеріали
- Стандартизація і метрологія
- Екологія

To the attention of authors!

The journal presents the achievements in the field of science and technique of Ukrainian enterprises, scientific institutions and foreign countries working at aircraft engineering. The journal publishes developments of leading specialists, scientists and the articles of potential applicants for scientific degrees aimed at perfection of the production and improvement of the quality.

The journal covers the subjects of:

- Aircraft engineering
- Structures and strength
- Assembling and trials
- Operation, reliability, service life
- Technology of production and maintenance
- Structural materials
- Standardization and metrology
- Ecology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № 3 от 05.12.2011 г.).

И. о. главного редактора:

д-р техн. наук, профессор **А. Я. Качан**

д-р техн. наук, профессор **А. И. Долматов**

Члены редакционной коллегии:

д-р техн. наук В. А. Богуслаев
д-р техн. наук С. Б. Беликов
д-р техн. наук В. С. Кривцов
д-р техн. наук Ю. Н. Внуков
д-р техн. наук А. Д. Коваль
д-р техн. наук Э. И. Цивирко
д-р техн. наук Л. И. Ивщенко
канд. техн. наук П. Д. Жеманюк
д-р техн. наук Г. А. Кривов
д-р техн. наук В. А. Титов
д-р техн. наук Ю. А. Ножницкий
д-р техн. наук Б. С. Карпинос

д-р техн. наук Б. А. Грязнов
д-р техн. наук А. Я. Мовшович
д-р техн. наук В. Е. Ольшанецкий
д-р техн. наук Г. А. Горбенко
д-р техн. наук С. В. Епифанов
д-р техн. наук Н. С. Кулик
д-р техн. наук С. А. Дмитриев
д-р техн. наук Н.Ф . Дмитриченко
д-р техн. наук Ю. В. Петраков
канд. техн. наук В. В. Ткаченко
канд. техн. наук В. Ф. Мозговой
канд. техн. наук А. В. Богуслаев
канд. техн. наук А. В. Шереметьев

Редакторско-издательский совет: В. А. Богуслаев, С. Б. Беликов, В. С. Кривцов, Ю. А. Рыбина, Н. А. Савчук, А. А. Баранник

© ЗНТУ

© НАУ им. Жуковского «ХАИ»

© АО «Мотор Сич»

Члены редакционной коллегии



Качан А.Я.
И.о. гл. редактора,
д-р техн. наук



Долматов А.И.
Зам. гл. редактора,
д-р техн. наук



Богуслаев В.А.
д-р техн. наук



Беликов С.Б.
д-р техн. наук



Кривцов В.С.
д-р техн. наук



Жеманиук П.Д.
канд. техн. наук



Внуков Ю.Н.
д-р техн. наук



Коваль А.Д.
д-р техн. наук



Цвирко Э.И.
д-р техн. наук



Ивщенко Л.И.
д-р техн. наук



Грязнов Б.А.
д-р техн. наук



Карпинос Б.С.
д-р техн. наук



Кривов Г.А.
д-р техн. наук



Дмитриченко Н.Ф.
д-р техн. наук



Мовшович А.Я.
д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е.
д-р техн. наук



Титов В.А.
д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А.
д-р техн. наук



Горбенко Г.А.
д-р техн. наук



Епифанов С.В.
д-р техн. наук



Кулик Н.С.
д-р техн. наук



Дмитриев С.А.
д-р техн. наук



Петраков Ю.В.
д-р техн. наук



Ткаченко В.В.
канд. техн. наук



Богуслаев А.В.
канд. техн. наук



Мозговой В.Ф.
канд. техн. наук



Шереметьев А.В.
канд. техн. наук

Для сведения авторов

Условия публикации:

Научно-технические и производственные статьи, планируемые к опубликованию в нашем издании, утверждаются на редакционной коллегии. При положительных заключениях материалы помещаются в «портфель» редакции в очередь на опубликование. Процедура рецензирования-утверждения занимает срок от 1 до 3 месяцев. Статьи, прошедшие данную процедуру и размещенные в журнале в порядке очереди, публикуются бесплатно.

Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

- К рассмотрению принимаются научные статьи, содержащие такие необходимые элементы: постановка проблемы в общем виде и ее связь с важнейшими научными или практическими задачами; анализ последних исследований и публикаций, в которых имеются предпосылки решения данной проблемы и на которые опирается автор, выделение не решенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья; формулирование целей статьи (постановка задания); изложение основного материала исследования с полным обоснованием результатов; выводы из данного исследования и перспективы дальнейших разработок в данном направлении.
- Рукопись статьи присыпается в редакцию в двух экземплярах вместе с актом экспертизы и справкой об авторах. Объем текстовой части статьи 3–6 листов. Рабочие языки: украинский, русский, английский. Последовательность размещения материала статьи: индекс УДК; инициалы и фамилия авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова на трех языках: украинском, русском и английском; полное название учреждения, в котором работают авторы; текст статьи (с подписями авторов на последней странице); перечень литературы; таблицы; рисунки.
- В статье нужно четко и последовательно изложить то новое и оригинальное, что получено авторами в результате исследований. Не следует приводить известные факты, повторять содержание таблиц и иллюстраций в тексте. Термины и обозначения технических параметров следует употреблять в соответствии с нормами Госстандарта, а единицы измерения – в международной системе единиц (СИ). В статье должны быть выделены следующие разделы: вступление, методика (исследований), результаты, обсуждение, выводы.
- Набор текста статьи следует выполнять с помощью текстового редактора Microsoft Word 97 или 2000 (в соответствии с ДСТУ 3008–95). Формат листа – А4, ориентация – книжная, поля – 20 мм со всех сторон. Шрифт: гарнитура Times New Roman, размер 12 пт; интервал – 1,5; выравнивание по ширине. Текст с ручным переносом не принимается!
- Для набора формул надо использовать редактор Microsoft Equation версии 2 или 3. Размер букв: обычный – 12 пт, крупный индекс – 10 пт, мелкий индекс – 8 пт, крупный символ – 16 пт, мелкий символ – 12 пт.
- Иллюстрации (чертежи) могут быть подготовлены с помощью любых графических редакторов и переданы в виде отдельных графических файлов изображения. Для графиков и чертежей (двубитных файлов) плотность изображения должна составлять 300 dpi (формат TIFF), для фотографий – 200–240 dpi (формат JPG, EPS, BMP). Не допускается вставка рисунков в файл статьи непосредственно из прикладных программ (AutoCAD, Excel и т.п.), минуя графический формат. Для четкого воспроизведения изображения при печати толщина линий не должна быть меньше, чем 0,1 мм. Наличие подрисуночной надписи обязательно. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисуночной надписи.
- Таблицы должны содержать только необходимую информацию, быть лаконичными и максимально понятными. Возле обозначений параметра необходимо указать его размерность. Размер шрифта таблицы должен составлять 10 пт. Ширина таблицы не должна превышать 80 мм (размер колонки). В отдельных случаях разрешается делать таблицы шириной 170 мм.
- Перечень литературы в конце рукописи на языке оригинала приводится в соответствии с последовательной ссылкой на работы в тексте и требованиями действующих норм. Ссылка на литературу в тексте нумеруется арабскими цифрами в прямых скобках.
- В справке об авторах нужно привести фамилии, имена и отчества всех авторов, их служебные и домашние адреса, должности, ученые степени, номера телефонов, электронные адреса. Авторами считаются лица, которые принимали участие в выполнении работы в целом или ее главных разделов.

Статьи направляются в редакцию по адресу:

69063, Украина, г. Запорожье, ул. Жуковского, 64
Запорожский национальный технический университет,
и.о. главного редактора Качану Алексею Яковлевичу
Электронный вариант статьи можно передать по адресу:
vd@zntu.edu.ua (максимальный объем письма 2 Мбайта).

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

<i>Левтеров А.М., Савицкий В.Д., Левтерова Л.И., Мараховский В.П.</i> БИОДИЗЕЛЬНОЕ ТОПЛИВО В ОБЩЕМ БАЛАНСЕ МОТОРНЫХ ТОПЛИВ ТРАНСПОРТНЫХ ДВС	8
<i>Богуслаев В.А., Долматов Д.А.</i> ЭМИССИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СТАБИЛЬНОГО ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО РАЗРЯДА В РЕАГИРУЮЩЕМ ПОТОКЕ	12
<i>Дронь Н.М., Хорольский П.Г., Дубовик Л.Г.</i> ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОДНОГО МАНЕВРА ОЧИСТКИ ОКОЛОЗЕМНОГО ПРОСТРАНСТВА	16
<i>Федоренко Б.Ф., Лукьянов В.С.</i> К ВОПРОСУ ОЦЕНКИ ВЫНОСЛИВОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ВАЛОВ	21
<i>Елисеев В.И., Бондаренко С.Г., Курочкин А.Ф., Майорская Т.А., Устименко Е.Б., Суровцев А.Б.</i> ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ И ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПАСТООБРАЗНЫХ ТОПЛИВНЫХ КОМПОЗИЦИЙ	26
<i>Чигиринский В.В., Бень А.Н.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВЛОЖЕННЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ ФУНКЦИЙ В УСЛОВИЯХ ПЛОСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ	31
<i>Білій Є.Т.</i> ОСОБЛИВОСТІ ОПТИМІЗАЦІЇ ПРОЕКТУВАННЯ ВАЛІВ	37
<i>Петров А.В., Тихомиров В.В., Хромов В.А.</i> РАЦИОНАЛЬНЫЙ ВЫБОР ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ ПРИ РАСЧЕТЕ СОБСТВЕННЫХ ЧАСТОТ И ФОРМ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК АВИАЦИОННЫХ ГТД В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТИПА ЗАМКОВОГО СОЕДИНЕНИЯ	41
<i>Долматов Д.А.</i> ВЛИЯНИЕ КОНЦЕНТРАЦИЙ СВОБОДНЫХ РАДИКАЛОВ НА СКОРОСТЬ ПРОИЗВОДСТВА – РАСХОДОВАНИЯ КОМПОНЕНТ МЕТАНО-ВОЗДУШНОГО ПЛАМЕНИ	47
<i>Шитикова Е.В., Табунщик Г.В.</i> АНАЛИЗ РИСКОВ ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК НАЗЕМНОГО ПРИМЕНЕНИЯ	54
<i>Придорожный Р.П., Шереметьев А.В., Зиньковский А.П.</i> АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОХЛАЖДАЕМЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИН В ТЕЧЕНИЕ НАРАБОТКИ	59
<i>Кравчук П.В.</i> БУДОВА, ПРИНЦИП РОБОТИ ТА ПЕРЕВАГИ РОТОРНОГО ДВИГУНА ЗОВНІШНЬОГО ЗГОРЯННЯ	65
<i>Мастиновський Ю.В., Анпілогов Д.І.</i> ІДЕНТИФІКАЦІЯ ПОВЕРХНЕВОГО УШКОДЖЕННЯ В КОНСТРУКЦІЯХ ОБОЛОНКОВОГО ТИПУ	68
<i>Яшиников В.И., Карпенко А.М.</i> ГАЗОТУРБИННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ НАЗЕМНОГО ТРАНСПОРТА	73

КОНСТРУКЦІЯ І ПРОЧНОСТЬ

Слинько Г.І., Невретов В.В.
ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ КОНСТРУКЦІЇ ВПУСКНОЇ СИСТЕМИ ДВИГУНА ВАЗ 2101 НА
ПОЛІПШЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ХАРАКТЕРИСТИК 78

Мамедов В.А., Аслан-заде Ф.Э.
ПРИМЕНЕНИЕ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЩЕТОЧНЫХ УПЛОТНЕНИЙ НА БОЛЬШИХ
ИНДУСТРИАЛЬНЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЯХ 83

ТЕХНОЛОГІЯ ПРОІЗВОДСТВА І РЕМОНТА

*Качан А.Я., Овчинников А.В., Павленко Д.В., Шевченко В.Г., Кулагин Р.Ю.,
Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Распорня Д.В.*
ТЕХНОЛОГІЧНІСТІ ОСОБЕННОСТІ ИЗГОТОВЛЕННЯ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД ИЗ
ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ВИНТОВОЇ ЭКСТРУЗІЇ 92

Антонюк В.С., Мережсаний Ю.Г.
ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ МІКРОКЛІМАТУ ВИРОБНИЧИХ ПРИМІЩЕНЬ НА РЕСУРС
ПРЕЦІЗІЙНИХ МЕХАНІЗМІВ ПРИЛАДІВ 98

Кондратюк Э.В., Пухальская Г.В., Жарик В.Г., Панченко Т.А., Критчин С.В.
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ВСФ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОЛЕС ЗА СЧЕТ
ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ
МЕТОДОВ ОБРАБОТКИ 103

Попович О.Г., Шевченко В.Г.
ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО СПІВВІДНОШЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ПОПЕРЕДНЬОГО ТА
ОСТАТОЧНОГО ПОВЕРХНЕВОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ 115

Клименко Г.П.
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНООБРАБОТКИ СБОРНЫМИ ФРЕЗАМИ 119

Парахневич Е.Н., Бялик Г.А., Лунев В.В., Адамчук С.И.
СОВЕРШЕНСТВОВАННЯ МЕТОДИКИ ИСПЫТАНИЙ МЕТАЛЛОВ НА МАЛОЦИКЛОВУЮ
УСТАЛОСТЬ 124

Середа Б.П., Ткаченко С.Н.
МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ПЛАНИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ ЧУГУНА И СТАЛИ
КРЕМНИЕМ В УСЛОВИЯХ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО
СИНТЕЗА 128

Джемилов Э.Ш., Цеханов Ю.А., Балаганская Е.А., Старов В.Н.
ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИКИ ВЗАИМОДЕЙСТВІЯ ИНСТРУМЕНТА С ЗАГОТОВКОЮ ПРИ
ХОНИНГОВАННІ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ 132

Лоза К.Н., Митяев А.А., Волчок И.П.
ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫЙ СПЛАВ ДЛЯ ПОРШНЕЙ 135

Лоскутов С.В., Сейдаметов С.В., Еришов А.В., Золотаревский И.В.
МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ ЭПЮР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПО
ГЛУБИНЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ 138

Гусев В.В., Калафатова Л.П., Медведев А.Л.
УПРАВЛЕНИЕ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТЬЮ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ КАК ФАКТОР
ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КЕРАМИКИ 141

Бабенко Е.П., Шаповалова О.М.
ПРЕВРАЩЕНИЯ ПРИ НАГРЕВЕ В ТИТАНОВЫХ ПОРОШКАХ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО
СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА 147

<i>Педаш А.А., Коломойцев А.Г., Цивирко Э.И.</i>	
СТЕРЖНИ С АЛЮМИНАТОМ КОБАЛЬТА ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННОГО ЛИТЬЯ ГТД	152
<i>Сычук Ю.Т., Нагорный Ю.И., Чигиринский В.В.</i>	
ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ПРОБИВКИ ПУАНСОНАМИ С РИФЛЕНОЙ РАБОЧЕЙ ЧАСТЬЮ	156
<i>Павленко Д.В.</i>	
УПРОЧНЯЕМОСТЬ СПЛАВА ВТ1-0 В СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ ПРИ СЖАТИИ	161
<i>Чигиринский В.В., Матюхин А.Ю.</i>	
ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ОСАДКЕ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ВНЕШНЕЙ РАДИАЛЬНОЙ НАГРУЗКИ	169
<i>Шевченко В.Г., Попович О.Г.</i>	
ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ВДОСКОНАЛЕННЯ РОЗПОДІЛУ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ У ДЕТАЛЯХ, ЗМІЦНЕНІХ ПОВЕРХНЕВИМ ПЛАСТИЧНИМ ДЕФОРМУВАННЯМ	174
<i>Кальченко В.И., Кальченко В.В., Кологайда А.В., Кириенко С.Ю.</i>	
ШЛИФОВАНІ КРИВОЛИНЕЙНІ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННИХ ДВИГАТЕЛЕЙ АБРАЗИВНОЙ ЛЕНТОЙ ПРИ ПОМОЩІ РОБОТА С ЧПУ РМ-01	181
<i>Цыганов В.В.</i>	
ВЛИЯНИЕ МАКРОРАДИКАЛОВ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ ЛЕНТАМИ ИЗ ГРАНУЛИРОВАННОГО АБРАЗИВНОГО МАТЕРИАЛА	186

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

<i>Тисов О.В.</i>	
ДОСЛІДЖЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ КОМПОЗИЦІЙНИХ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ КОБАЛЬТУ	191
<i>Коваль А.Д., Андриценко А.Г., Гайдук С.В., Кононов В.В.</i>	
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГАФНИЯ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ЛИТЕЙНОГО ЖАРОПРОЧНОГО КОРРОЗИОННОСТОЙКОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА	196
<i>Белоус В.А., Васильев В.В., Голтвянича С.К., Голтвянича В.С., Заднепровский Ю.А., Коваленко В.И., Куррин А.С., Ломино Н.С., Лучанинов А.А., Маринин В.Г., Овчаренко В.Д., Решетняк Е.Н., Стрельницкий В.Е., Толмачева Г.Н.</i>	
АБРАЗИВНАЯ И КАВИТАЦИОННАЯ СТОЙКОСТЬ TiN ПОКРЫТИЙ, ЛЕГИРОВАННЫХ Al, Si, Y	201
<i>Гнатенко О.В., Гайдук С.В., Наумик В.В.</i>	
РАЗРАБОТКА ЭКОНОМНОЛЕГИРОВАННОГО ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННЫХ ОТЛИВОК	206
<i>Пейчев Г.И., Милосердов А.Б., Андрейченко Н.В.</i>	
ИССЛЕДОВАНИЕ ЛЕГКОПЛАВКИХ ЭВТЕКТИК В МИКРОСТРУКТУРЕ ИЗНОСОСТОЙКОГО СПЛАВА ХТН-61	211
<i>Поддубный И.Н., Ищенко Л.И., Чернета О.Г.</i>	
МОДЕЛИРОВАНИЕ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОГО МОДИФИЦИРОВАНИЯ	215
<i>Шаломеев В.А., Цивирко Е.І., Зеленюк Ю.О.</i>	
НОВІ МАГНІЄВІ СПЛАВИ З ПІДВИЩЕНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ ДЛЯ АВІАЦІЙНИХ ДВИГУНІВ	218

УДК 621. 436

**Канд. техн. наук А.М. Левтеров, В.Д. Савицкий,
Л.И. Левтерова, В.П. Мараховский**

Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков

БИОДИЗЕЛЬНОЕ ТОПЛИВО В ОБЩЕМ БАЛАНСЕ МОТОРНЫХ ТОПЛИВ ТРАНСПОРТНЫХ ДВС

На фоне анализа использования биодизельного топлива для транспортных ДВС приводятся результаты стендовых моторных испытаний дизеля 2Ч 10,5/12 (Д21А). При снятии мощностных, экономических и экологических показателей двигателя использовалось смесевое топливо с различным содержанием биологической составляющей, полученной этанольной перезерификацией растительного масла.

Ключевые слова: биодизельное топливо, моторные испытания, дизель, характеристики двигателя.

Среди проблем общечеловеческого масштаба, определяющих судьбу цивилизации, важное место занимают глубоко взаимозависимые проблемы экологии и энергопотребления. Предполагаемое сокращение запасов нефти, стремление государств-импортеров топливных ресурсов к энергобезопасности ставит перед необходимостью уделять пристальное внимание энерго- и ресурсосбережению и находиться в постоянном поиске новых видов топлив, не забывая при этом о возможном воздействии на окружающую среду.

Как известно, 80% всех производных нефти идет на нужды транспорта, а большая доля моторного топлива – на нужды автомобильного транспорта. Автомобильный парк планеты на текущий момент оценивается примерно в 900 млн. единиц. Этот показатель будет расти, следовательно, будет расти и спрос на моторные топлива. Уменьшение потребления нефтепродуктов по разным прогнозам ожидается после 2020 года в результате постепенной замены традиционных топлив нетрадиционными источниками энергии, которые пока мало присутствуют на рынке энергоресурсов.

Обозначился определенный круг топлив, составляющих альтернативу традиционным топливам: природный газ (ПГ), шахтный метан и биотоплива, т. е. топлива, получаемые из биомассы различного происхождения. Интерес к биотопливам в Западной Европе возник в начале 90-х годов прошлого столетия, страны Южной Америки и США адаптировали значительную часть своей транспортной системы к спиртовым топливам еще раньше. В странах ЕС уже несколько лет действует система принудительной 5–10% добавки этанола к бензину и 5% добавки к дизельному топливу эфиров жирных метиловых кислот при заправке автомобилей на АЗС. Германия, Швеция, Дания могут служить примером

утилизации бытовых и сельскохозяйственных отходов. Использование не нефтяного сырья расширяет ресурсы топлив вообще, позволяет улучшить их экологические характеристики.

Большой политической поддержкой и законодательным сопровождением пользуется разработка новых технологий по производству и использованию биотоплива и в Украине [1–4].

В мировой практике наметились основные технологии производства биотоплив, одна из них – переэтерификация растительных масел и животных жиров обеспечивает производство биологического топлива для дизелей, одного из самых распространенных типов двигателей внутреннего сгорания. В ЕС и США метиловые эфиры жирных кислот (FAME), рапсового масла (RME) и соевого масла (SOME) используются в качестве альтернативных дизельных топлив как в чистом виде, так и в качестве 5–35% добавок к традиционному дизельному топливу уже несколько лет. Производство биодизельных топлив в странах ЕС постоянно растет, только за период с 2004 по 2005 год оно увеличилось на 65% [5]. К 2010 году использование биотоплив (биоэтанола, биодизельного топлива и биогаза) ожидалось на уровне 5, 75% от общего потребления топлив, ожидания 2020 года – 8% [6]. Для сравнения, в Украине рост развития биоэнергетики в соответствии с Энергетической стратегией развития Украины должен обеспечить увеличение биологической составляющей в балансе топлив с 1,3 млн. т в 2005 г. до 9,2 млн. т в 2030 г. в пересчете на условное топливо [1].

Наиболее крупные предприятия по производству биодизельного топлива находятся в европейских странах – Австрии, Франции, Германии, где по отношению к общему количеству потребляемого топлива, биодизельное соответственно составляет 7,5%, 0,7%, 0,4%, смесь сложных ме-

тиловых эфиров, полученная на основе рапсового масла находит применение в качестве 100% биодизельного топлива для тракторов сельскохозяйственного сектора Австрии, в Финляндии объем вложений в отрасль составил 100 млн. €, организуемая производственная линия рассчитана на выход 170 тыс. т биодизельного топлива. В США к 2010 году предусматривалась 30% замена традиционного дизельного топлива альтернативным биологическим с учетом того, что 75% государственных транспортных средств должны будут использовать биодизельное топливо [7, 8].

Что касается Украины, то в соответствии с законодательным сопровождением к 2014 году долю биотоплива в общем энергетическом балансе страны предусмотрено увеличить до 5–7%, при этом за счет использования собственно биодизельного топлива снизить эмиссию углеводородов и твердых частиц на 50%, оксидов углерода – на 40–50%, оксидов азота – на 5–10%, сажи – на 60% [2].

Результаты и обсуждение проведенных экспериментальных исследований

О недостатках и преимуществах биодизельного топлива по отношению к традиционному можно говорить, сравнивая их физико-химические свойства, которые, в свою очередь, зависят от состава топливной смеси (соотношения традиционного и биологического топлив) и исходного сырья.

Ниже излагаются методика и результаты сравнительных стендовых испытаний дизельного двигателя 2Ч 10,5/12 (Д21А) при работе на смесевом топливе с различным объемным содержанием биологической составляющей, синтезированной по оригинальной технологии этанольной перезерификации рапсового масла в Институте биоорганической химии и нефтехимии (ИБОНХ)

НАН Украины, и традиционным нефтяным дизельным топливом (ДСТУ 3868–99).

Испытания проводились методом снятия регулировочных характеристик (для определения оптимального установочного угла опережения подачи топлива), нагрузочных характеристик при частоте вращения коленчатого вала $n = 1200, 1400, 1600 \text{ мин}^{-1}$, внешних скоростных характеристик (полная подача топлива) при частоте вращения коленчатого вала от минимально устойчивой до номинальной ($n = 1800 \text{ мин}^{-1}$) с интервалом 200 мин^{-1} и характеристик холостого хода.

Анализ полученных результатов (рис. 1) позволяет утверждать, что использование биодизельного топлива в смеси с дизельным топливом по ДСТУ 3868–99 практически не вызывает падения мощности. Некоторое снижение максимальной эффективной мощности дизеля наблюдается только с содержанием в смесевом топливе более 80% биологической составляющей, а значение максимального крутящего момента увеличивается со смещением максимума в зону более низкой частоты вращения коленчатого вала. Кроме того, наблюдается увеличение максимального эффективного КПД, наибольший рост которого составляет 3% при наличии в топливной смеси 60% биотоплива.

Эмиссия вредных веществ в продуктах сгорания топлива, содержащего биологическую составляющую, тоже зависит его состава. По данным [5, 9] в отработавших газах при сгорании чистого биодизельного топлива большинство вредных веществ в сравнении с традиционным нефтяным дизельным топливом уменьшается: несгоревших углеводородов на 56%, твердых частиц – на 55%, оксидов углерода – на 43%. Содержание оксидов азота увеличивается на 10%, но этот показатель может быть минимизирован применением специальных добавок к топливу или использованием смеси

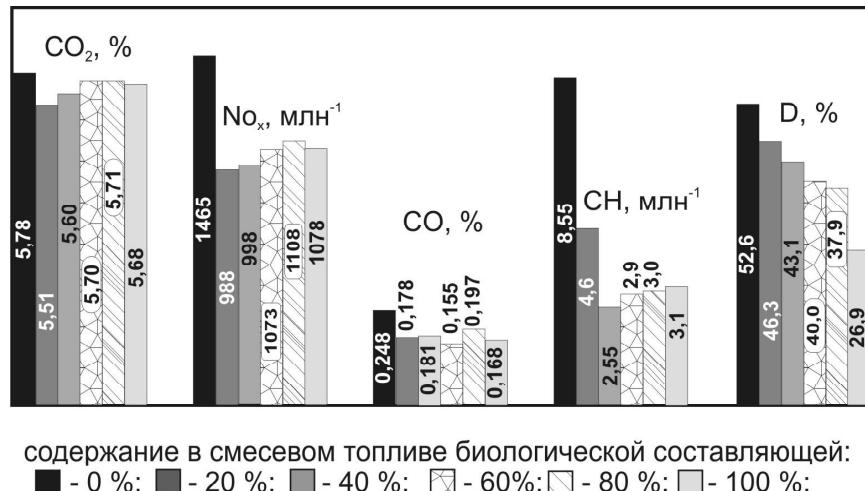


Рис. 1. Максимальные значения мощностных и экономических показателей дизеля для смесевых топлив различного состава

биодизельного топлива и синтетического дизельного топлива «Fischer-psch» в отношении 46/54%. Уменьшается эмиссия СН в продуктах сгорания, но с учетом их выделений при промышленном производстве биодизельного топлива общий показатель выбросов несгоревших углеводородов может увеличиваться на 35%.

При испытании выше заявленного биодизельного топлива оценка токсичных компонент в отработавших газах производилась путем усреднения за цикл испытаний, включающий работу дизеля по внешним скоростным, нагрузочным и характеристикам холостого хода для каждого состава смесевого топлива. На рисунке 2 представлены полученные результаты. Минимальные значения выбросов оксидов углерода (CO , CO_2) отвечают топливной смеси с содержанием 20% биологической составляющей, количество несгоревших углеводородов, которые несут в себе канцерогенные вещества, уменьшается примерно в 1,9–3,4 раза в зависимости от состава топливной смеси. В противовес некоторым сообщениям [5, 9] испытания заявленного биотоплива показали снижение содержания в отработавших газах оксидов азота (NO_x) почти на 50%. Очевидно, это можно отнести к оригинальности биологической составляющей, полученной этанольной переэтерификацией, и технологии его получения. Дымность отработавших газов снижается по мере увеличения биосоставляющей в топливной смеси и достигает своего максимума при работе дизеля на чистом биотопливе.

Использование биодизельного топлива увеличивает нагарообразование в камере сгорания дизеля; оно агрессивно к некоторым неметаллическим частям двигателя [5].

Нужно отметить, что пусковые качества дизеля на смесевых топливах при температуре воздуха в испытательном боксе 12–17 °C не уступают

пусковым качествам дизеля на традиционном топливе. Кроме того, работа дизеля на смесевых топливах потребовала коррекции настройки топливного насоса для установки оптимального угла опережения подачи топлива.

Выводы

Таким образом, первичная оценка моторных свойств испытываемого биодизельного топлива дала удовлетворительные результаты. Более полная оценка эксплуатационных свойств этого топлива может быть получена в ходе длительных моторных стендовых и ходовых испытаний.

Список литературы

1. Енергетична стратегія Енергозбереження України на період до 2030р.: Розпорядження КМУ №145-р від 15 березня 2006 р. // Урядовий кур'єр. – 2007, 18 квітня.
2. Про схвалення Концепції Державної цільової науково-технічної програми розвитку виробництва та використання біологічних видів палива: Розпорядження КМУ №276-р від 12 лютого 2009 р. // Офіційний вісник України. – 2009. – № 21.
3. Про внесення змін до деяких законів України щодо сприяння виробництву та використанню біологічних видів палива : Закон України №1391-VI від 21 травня 2009 р. // Відомості Верховної Ради України. – 2009. – № 40.
4. Програма розвитку виробництва дизельного біопалива: Постанова КМУ №1774 від 22 грудня 2006 р. // Офіційний вісник України. – 2006. – № 52.
5. Лысогор А. В. Биотопливное раздорожье / А. В. Лысогор, В. Г. Сердюк // Современная АЗС. – 2007. – №1. – С. 76–83.

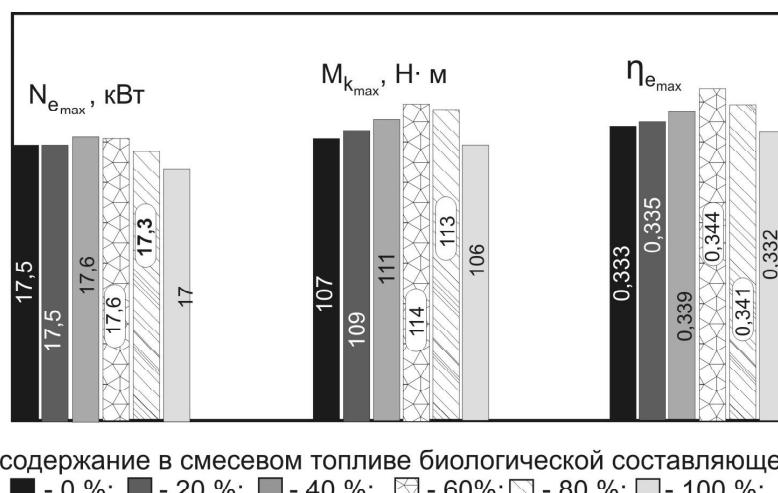


Рис. 2. Усредненные значения токсичных составляющих ОГ за цикл испытаний смесевого топлива различного состава

6. Alternative fuels for transport // European Union information Website. – 2006. – Published 24 February. – Режим доступа: www.euractiv.com/
7. Смирнова Т.Н. Биодизель – альтернативное топливо для дизелей / Т.Н. Смирнова, В.М. Подгаецкий // Двигатель. – 2007. – №2. – С. – 32–34.
8. Сердюк В. Г. Будем ездить на масле? / В. Г. Сердюк, Л. Ашкнази // Нефть России. – 2007. – № 3. – С. – 58–61.
9. Смирнова Т.Н. Биодизель – альтернативное топливо для дизелей / Т.Н. Смирнова, В.М. Подгаецкий // Двигатель. – 2007. – № 1. – С. 32–38.

Поступила в редакцию 14.03.2011

Левтеров А.М., Савицький В.Д., Левтерова Л.І., Мараховський В.П. Біодизельне паливо в загальному балансі моторних палив транспортних ДВЗ

З посиланням на аналіз використання біодизельного палива для транспортних ДВЗ наводяться результати стендових моторних випробувань дизеля 2Ч 10,5/12 (Д21А). При визначенні потужнісних, економічних та екологічних показників двигуна використовувалось сумішеве паливо з різним вмістом біологічної складової, отриманої шляхом етанольної переестерифікації рослинної олії.

Ключові слова: біодизельне паливо, дизель, моторні випробування, характеристики двигуна.

Levterov A., Savitsky V., Levterova L., Marahovsky V. Biodiesel fuel in the general balance motor fuels transport engine

On a background of analysis use of biodiesel fuel for transport ICE results of bench motor tests a diesel engine 2C 10,5/12 (Д21А) are resulted. At removal power, economic and ecological parameters of the engine it was used flex fuel with the various maintenance of the biological component received ethanol interesterification of vegetable oil.

Key words: biodiesel fuel, motor test, diesel engine, engine characteristic.

УДК 621.43.056+519.6

Д-р техн. наук В. А. Богуслаев¹, канд. техн. наук Д. А. Долматов

¹АО «Мотор Сич», г. Запорожье

²Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

ЭМИССИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ СТАБИЛЬНОГО ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО РАЗРЯДА В РЕАГИРУЮЩЕМ ПОТОКЕ

Статья посвящена математическому моделированию кинетических механизмов образования окислов азота в теле стабильного дугового разряда малой длины. Рассмотрено влияние важнейших реакций окисления углеводородов и углеводородных радикалов, а также концентрации характерных возбужденных частиц на скорость образования и итоговый выход NO_x . Детально описаны физико-химические механизмы процессов в сильных электромагнитных полях с высоким содержанием активных электронов, рассмотрены основные метастабильные и нестабильные возмущенные состояния одноатомных и двухатомных радикалов. Указан перспективный способ контроля эмиссионных показателей разряда.

Ключевые слова: электрический разряд, энергия электрона, возбужденное состояние, электрохимическая реакция, эмиссия.

В течение последних двух десятилетий электрохимические процессы находят все большее применение в тепловых двигателях и других объектах, использующих в качестве источника тепла химическую энергию реакций горения топлива [1, 2]. Можно выделить следующие основные направления работы в данной области: 1) совершенствование процессов воспламенения топлива [3]; 2) стимуляция процесса горения при помощи неравновесной низкотемпературной плазмы разряда [4, 5]; 3) управление характеристиками пламени при помощи наносекундных СВЧ-импульсов [6]; 4) управление характеристиками пламени и скоростью горения при помощи стационарных разрядов [7–9]; 5) видоизменение рабочего процесса горения при помощи электрохимического инициирования локальных детонаций [7, 10, 11]. Все вышеперечисленные методы используют электрические разряды либо импульсы с достаточно высокими энергетическими показателями (до 1 ГДж в случае СВЧ-импульсов, [6]). В случае вынесенного за пределы активной зоны горения разрядника влияние на основной реагирующий поток осуществляется за счет эффекта ионного ветра, поляризации и перестройки течения, электромагнитной диффузии и т.д.; при инфламмационном положении разряда либо периодического импульса помимо вышеперечисленных явлений наблюдаются также разнообразные ударные взаимодействия свободных электронов разряда с частицами среды, обладающими высоким реакционным потенциалом. Следует отметить, что электрохимические реакции, обусловленные электронным ударом, наблюдаются и при удаленном положении разряда (исключение со-

ставляет методика, при которой управление потоком осуществляется при помощи допробойных переменных полей [2]), хотя в этом случае в силу значительно меньшей активности молекул среды, более низкой диэлектрической проницаемости и отсутствия свободных радикалов с высоким сродством к электрону или склонностью к ударной ионизации электрохимические процессы гораздо менее интенсивны.

Значительная эмпирическая база данных по интегральным характеристикам электрохимических пламен содержит большое количество полезной информации о базовой структуре гомогенных (и, в меньшей степени, гетерогенных) углеводоро-воздушных и углеводоро-кислородных пламен при различных начальных составах, числах Рейнольдса, АЧХ разряда и т. д. Вместе с тем в настоящее время крайне слабо разработана теоретическая база физико-химических процессов электрохимического горения, необходимая для математического моделирования разрядных устройств. В частности, слабо изучены особенности кинетических механизмов формирования загрязняющих атмосферу веществ – окислов азота и избыточных свободных радикалов. Неоднократно отмечалось, что как традиционный цепной, так и расширенный термический механизмы формирования NO_x , демонстрирующие высокую точность при моделировании разряда в воздухе и термическом горении соответственно, обладают повышенной погрешностью при применении для описания генерации NO_x в теле и окрестности высокоэнергетического разряда [7]. Существенно усложняет процесс моделирования сдвиг медианы распределения энергии актива-

ции для вынужденных возбужденных состояний, особенно сильно проявляющийся в теле стационарного разряда.

В свете всего вышесказанного представляется необходимым математическое моделирование процесса в стволе и окрестности стационарного разряда, размещенного в зоне максимума реакций, на основании подробной модели, учитывающей электронные и ионные реакции, свойственные сложным электрохимическим пламенам, а также вклад сил Лоренца и других магнитогидродинамических эффектов в формирование поля параметров. Для установившегося процесса удобно воспользоваться уравнениями движения с нестационарным членом для притока энергии в химических реакциях [6, 12]:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_m C^i)}{\partial x^i} + \frac{\partial j^i}{\partial x^i} = v_{m\Sigma} \mu_{m\rho} \quad (1)$$

$$\rho C^i \frac{\partial C^j}{\partial x^i} = \frac{\partial}{\partial x^i} (\tau^{ij} - p g^{ij}), \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho I^*)}{\partial t}_o + \rho \sum_{m=1}^{N_r} Q_m^{(t)} + \bar{C}_p T \sum \rho_p M_p v_{p\Sigma} = & j^k E^k + \\ + \frac{\partial}{\partial x^i} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x^i} - \rho C^i I^* - \sum I_m j_m^i \right) + \frac{\partial}{\partial x^i} (\tau^i_j C^j) - \psi, \end{aligned} \quad (3)$$

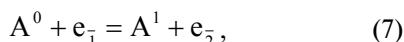
$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = 0, \quad (4)$$

$$\vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{j}, \quad (5)$$

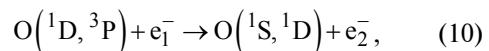
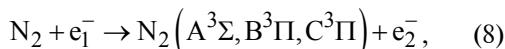
$$\vec{j} = \sigma (\vec{E} + \mu_E \vec{C} \times \vec{H}). \quad (6)$$

Вместо генерального баланса реакций, применяемого для исследования структуры реагирующих течений [7], целесообразно использовать упрощенный механизм термического и быстрого формирования оксидов азота, дополненный электрохимическими реакциями различного типа. Наиболее важными при этом являются реакции следующих типов:

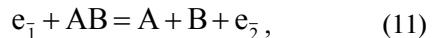
1) Возмущение электронным ударом по механизму



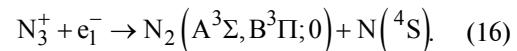
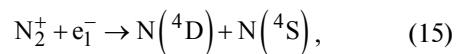
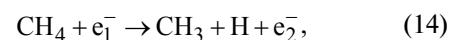
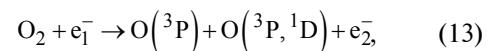
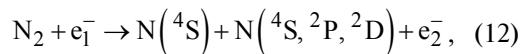
где A^0 , A^1 – начальное и конечное состояние частицы, e_1^- , e_2^- – электрон до и после рассеивания частицей. К реакциям данного типа относятся следующие важнейшие электрохимические реакции:



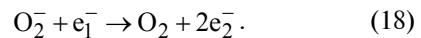
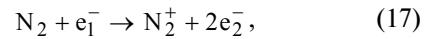
2) Ударная диссоциация нейтральной частицы по механизму



к данному типу реакций относятся многие детерминирующие развитие дополнительных цепей:



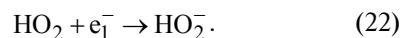
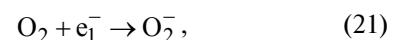
3) Ударная ионизация:



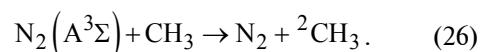
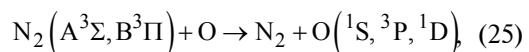
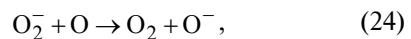
4) Конъюгационная ионизация по механизму



Для разрядов высокой энергии представлена незначительно в силу малого транспортного сечения. Основные реакции данного типа:

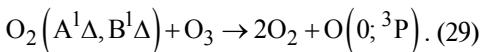
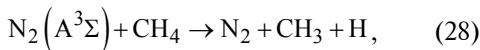
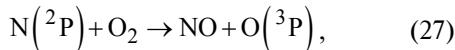


5) Ионная перезарядка (как заряда, так и возбуждения):



Наряду с реакциями возбужденных частиц и ударным возмущением, данный тип взаимодействия является основным источником дополнительных реакционных цепей и, в конечном счете, эмиссионного выхода.

6) Реакции возбужденных частиц



Для определения скоростей соответствующих реакций используется существующая база данных [11] и квантовомеханическая оценка вероятности по величине эффективного сечения:

$$\sigma_i = \int_{\Delta E_D}^{\varepsilon} d\sigma = \frac{\pi q_e^4 (\varepsilon - \Delta E_D)}{\varepsilon^2 \Delta E_D}. \quad (30)$$

Моделирование процессов проводилось для стационарного метано-воздушного пламени с максимальной температурой вне разряда $T = 1950$ К, давление $p = 1$ атм, при вариационной частоте и энергии дугового разряда длиной 5 мм. Результаты численного моделирования представлены на рис. 1.

Традиционное падение выхода оксидов азота при повышении средней энергии электронов разряда выше 105 Гц обусловлено сжиманием эффективных сечений рассеивания, соответствующих инициации дополнительных цепей. Наибольший интерес представляет локальный минимум эмиссии NO_x при частоте разряда 2500 Гц в районе 50–70 эВ. Очевидно, при данных параметрах среды и разряда вследствие изменения суммарного генерального баланса реакций происходит

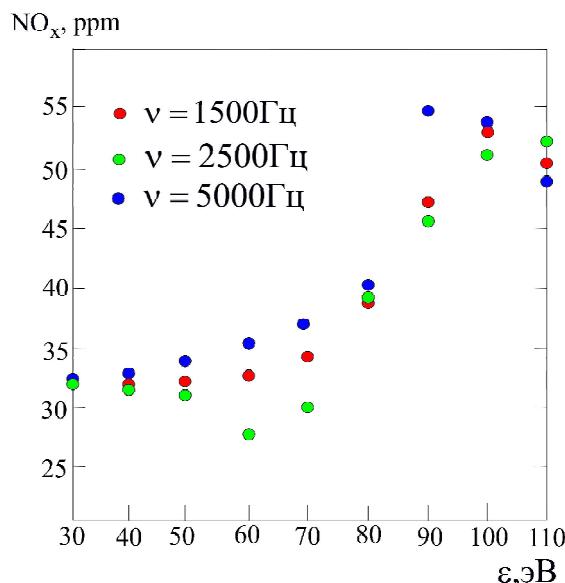


Рис. 1. Генерация NO_x в теле и окрестности разряда

частичная блокировка механизмов, отвечающих за генерацию NO_x – возможно, вследствие оптимума конкурирующих реакций или квантовомеханических эффектов, соответствующих данным энергиям электронов. При этом энергетический эффект разряда, а также влияние на поток в целом слабо зависит от частоты в диапазоне до 20 кГц [13].

На основании результатов моделирования можно сделать допущение о возможности существования локального оптимума по эмиссии вредных веществ для большинства стабильных электрических разрядов в теле пламен. С помощью методики исследования электрохимических процессов на основании решения системы уравнений магнитодинамики реагирующей среды для установившихся квазистационарных течений становится возможной оптимизация процесса и существенное (до 35 %) снижение выбросов оксидов азота, обусловленных электромагнитными эффектами.

Список литературы

1. Очерки физики и химии низкотемпературной плазмы / под ред. Л. С. Полака. – М. : Наука, 1971.
2. Galley D. Plasma-enhanced combustion of lean premixed air-propane turbulent flame using a nanosecond repetitively pulsed plasma / D. Galley, G. Pilla, D. Lacosta // AIAA 2005-1193. – Proc. 43rd AIAA Aerospace sciences meeting&exhibit, 2005.
3. Frolov S.M. Ignition and combustion of hydrocarbon fuel drop / S.M. Frolov // Zeldovich Memorial, 2004. Paper № OP-07.
4. Законы горения / под общ. ред. Ю. В. Полежаева. – М. : Энергомаш, 2006. – 352 с.
5. Galley D. Plasma-enhanced combustion of lean premixed air-propane turbulent flame using a nanosecond repetitively pulsed plasma / D. Galley, G. Pilla, D. Lacosta // AIAA 2005-1193. – Proc. 43rd AIAA Aerospace sciences meeting&exhibit, 2005.
6. Иванов О. А. Физико-химические процессы в плазме наносекундных СВЧ-разрядов : дис. докт. физ.-мат. наук: 01.04.08 / О. А. Иванов. – Нижний Новгород, 2007. – 348 с.
7. Долматов Д. А. Регулирование воздушного горения углеводородов разрядами малой длины / Д. А. Долматов // Вестник двигателестроения. – 2011. – № 2. – С. 41–51.
8. Ganguly B. N. Plasma-assisted improvement of high altitude aerospace vehicle design / B. N. Ganguly // Proc. XV Intern. Conf. Gas Discharge, Toulouse, 2004. – Р. 1017.
9. Optimization study of spray detonation initiation by electric discharge / Frolov S. M., Basevich V. Ya., Aksenenko V. S., Polikhov S. A. // Proc. 19th

- ICDERS, 2003. Р. 44 (Paper N41).
10. Импульсные детонационные двигатели / под общ. ред. С. М. Фролова. – М. : Торус Пресс, 2006. – 592 с.
11. Долматов Д. А. Перспективные схемы авиационных камер сгорания / Долматов Д. А. // Авиационно-космическая техника и технология. – 2006. – № 7 (21). – С. 36–43.
12. Варнатц Ю. Горение. Физические и химические аспекты, моделирование, эксперименты, образование загрязняющих веществ / Ю. Варнатц, У. Маас, Р. Дибл – М. : ФИЗМАТЛИТ, 2006. – 352 с.
13. Райзер Ю. П. Физика газового разряда / Ю. П. Райзер. – Долгопрудный : Изд. Дом. Интеллект, 2009. – 736 с.

Поступила в редакцию 21.11.2011

Богуславський В.О., Долматов Д.А. Емісійні характеристики стабільного розряду високої енергії у реагуючому потоці

Стаття присвячена математичному моделюванню кінетичних механізмів утворення оксидів азоту у стволі стабільного дугового розряду малої протяжності. Розглянуто вплив головних реакцій окисдації вуглеводнів та вуглеводневих радикалів, а також концентрації характерних збуджених частинок на швидкість утворення та сумарний вихід NO_x . Детально описано фізико-хімічні механізми процесів в потужних електромагнітних полях з високим вмістом вільних електронів, розглянуто головні метастабільні та нестабільні збуджені стани одно- та двохатомних радикалів. Запропоновано перспективний засіб контролю емісійних показників розряду.

Ключові слова: електричний розряд, енергія електрону, збуджений стан, електрохімічна реакція, емісія.

Boguslaev V., Dolmatov D. Emission characteristics of reaction flow-situated stable high-energy arc

The article consists mathematical model of NO_x creation kinetic mechanism, applied to stable short-length arc. There are studies of summary NO_x output and creation velocity as function of major hydrocarbon and methyl radical reaction, and excited particle concentration. Physical chemistry of strong electromagnetic fields with high consistence of free electron is described, the main methastable and unstable states of monatomic and diatomic radicals was examined. There was offered a perspective method of emission characteristics control.

Key words: electrical discharge, electron energy, excited state, electrochemical reaction, emission.

УДК 629.78

Д-р техн. наук Н. М. Дронь, канд. техн. наук П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик

Днепропетровский национальный университет имени Олеся Гончара

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОДНОГО МАНЕВРА ОЧИСТКИ ОКОЛОЗЕМНОГО ПРОСТРАНСТВА

Рассмотрен способ очистки околоземного пространства космическим тральщиком (КТ), выполняющим маневр одноразового перехода с высокой орбиты на низкую. Представлены характеристики КТ для различных вариантов его выведения на требуемую орбиту и выполнена их сравнительная оценка. За критерий оценки приняты масса КТ и радиус входящего в состав тральщика сферического пассивного улавливающего элемента, рассчитанные для ряда ракет-носителей разной мощности, которые могут быть использованы при выведении КТ на требуемую орбиту.

Ключевые слова: космический тральщик, пассивный улавливающий элемент, двигательная установка выведения, тормозная двигательная установка, ракета-носитель.

Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами

В настоящее время одной из актуальных проблем современности является засорение околоземного пространства космическим мусором (КМ), главным источником образования которого являются обломки после взрывов ступеней ракет и космических аппаратов (КА). Так как космические аппараты выходят из строя с видимой регулярностью, плотность КМ на орбите постоянно растет, ежегодно увеличиваясь приблизительно на 4 %, в связи с чем существует высокая вероятность столкновений с отработанными космическими объектами как функционирующих, так и вновь запускаемых КА.

Увеличению космического мусора способствуют и разгонные блоки ракет, с помощью которых спутники выводятся на геостационарную орбиту. В их баках остается примерно 5–10 % топлива, которое весьма летуче и легко превращается в пар, что нередко приводит к мощным взрывам. После нескольких лет пребывания в космосе отслужившие ступени ракет разлетаются на куски, разбрасывая вокруг себя множество мелких осколков, создавая также опасность и для Земли в виде возможного падения несгоревших остатков крупногабаритного КМ.

Частицы шлака от ракетных двигателей на твердом топливе, капли жидкого металла, в том числе и из ядерных реакторов, также вносят свой вклад в образование КМ.

Отсюда видно, что задача очистки околоземного пространства от космического мусора, с целью обеспечения безопасности космических полетов и снижения опасности для Земли, требует незамедлительного решения.

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

Анализ публикаций показывает, что удаление космического мусора с рабочих орбит в общем случае требует применения специальных мусорособирающих космических аппаратов, оснащенных ракетными двигателями [1]. В частности, для очистки низких околоземных орбит (НОО) от мелкого КМ может быть использован космический тральщик (КТ), в состав которого входят двигательная установка (ДУ) выведения, тормозная двигательная установка (ТДУ) и система сбора и удаления мелких частиц космического мусора в виде сферического пассивного улавливающего элемента (ПУЭ).

Принцип эксплуатации такого космического тральщика в диапазоне высот от 500 до 1200 км, которые образуют наиболее засоренный пояс космического пространства [2], может состоять в выполнении следующего маневра. С помощью ракеты-носителя (РН) одним из существующих способов КТ выводится на орбиту высотой 1200 км. Здесь разворачивается из сложенного состояния ПУЭ, после чего включается ТДУ. В процессе торможения тральщик совершает большое количество оборотов по орбите с постоянно уменьшающейся высотой. При этом ПУЭ захватывает те частицы космического мусора, которые пробили его оболочку и остались внутри, и снижает скорость тех, которые, столкнувшись с ПУЭ, не смогли попасть внутрь сферы или пробили ее насеквоздь. С высоты 500 км КТ тормозится атмосферой и затем сгорает в ней. Здесь же сгорают потерявшие свою скорость и незахваченные ПУЭ мелкие частицы космического мусора.

Высокая целевая эффективность данного маневра очистки околоземного космического про-

странства может быть достигнута за счет обеспечения максимальной площади поперечного сечения ПУЭ и/или длительного времени работы космического тральщика на этапе спуска с орбиты высотой 1200 км на орбиту высотой 500 км. Поэтому, необходимо исследование различных способов выведения КТ на требуемую орбиту, так как от этого зависит его максимально возможная масса, которая может быть выведена на орбиту используемой ракетой-носителем, а, следовательно, и доля полезной нагрузки. В качестве полезной нагрузки принимается система, состоящая из ПУЭ с устройствами крепления, развертывания и удержания в космосе.

Увеличить энергетическую эффективность и время спуска космического тральщика с высокой орбиты на низкую можно за счет использования в качестве ТДУ двигательной установки малой тяги.

Цель работы

Целью данной работы является сравнительная оценка массовой эффективности применения КТ для различных вариантов реализации маневра очистки на этапе спуска с исходной высокой орбиты при разных способах его выведения на требуемую орбиту с использованием сочетания некоторых типов двигательных установок на этапах выведения и спуска.

Результаты исследований

При проведении сравнительной оценки были рассмотрены следующие возможные варианты выведения и эксплуатации космического тральщика для очистки околоземного пространства:

- вариант 1 – вывод КТ с помощью ракеты-носителя на промежуточную орбиту высотой 200 км, довыведение его на требуемую рабочую орбиту 1200 км посредством разгонного блока (РБ) с жидкостной ракетной двигательной установкой (ЖРДУ) и перевод на орбиту высотой 500 км с помощью тормозной электроракетной двигательной установки (ЭРДУ). РБ и обтекатель от КТ не отделяются, чтобы не добавлять в космосе крупногабаритного КМ, их пассивная масса после выработки топлива ЖРДУ учитывается при снижении КТ с 1200 до 500 км;

- вариант 2 – вывод КТ двигателем верхней ступени РН непосредственно на орбиту 1200 км и перевод на орбиту высотой 500 км с помощью тормозной ЭРДУ;

- вариант 3 – вывод КТ с помощью РН на промежуточную орбиту высотой 200 км, довыведение на требуемую орбиту 1200 км посредством разгонного блока с ЭРДУ и перевод на орбиту высотой 500 км с помощью тормозной ЭРДУ;

- вариант 4 – вывод КТ с помощью РН на промежуточную орбиту высотой 200 км, довыведение на орбиту высотой 1200 км с помощью разгонного ЖРД малой тяги (ЖРДМТ) и перевод на орбиту высотой 500 км с помощью тормозного ЖРДМТ;

- вариант 5 – вывод КТ с помощью РН на промежуточную орбиту высотой 200 км, довыведение на орбиту высотой 1200 км с помощью разгонного ЖРДМТ и перевод на орбиту высотой 500 км с помощью тормозной ЭРДУ.

Для данных вариантов с использованием методики, изложенной в [3], были рассчитаны масса космического тральщика, масса его полезной нагрузки и радиус ПУЭ. Расчеты проводились для ряда ракет-носителей малой, средней и большой мощности [4], которые можно использовать для выведения космического тральщика на промежуточную или рабочую орбиты. Основные характеристики РН по грузоподъемности и страны-разработчики приведены в табл. 1.

Масса КТ M_{KT} для первого варианта его выведения определялась из выражения

$$M_{KT} = M_0 - M_{T_{ЖРД}} - M_{PБ_{сух}}, \quad (1)$$

где M_0 – грузоподъемность РН на круговой орбите высотой 200 км; $M_{T_{ЖРД}}$ – запас топлива ЖРД, расходуемого на переход с орбиты высотой 200 км на орбиту высотой 1200 км; $M_{PБ_{сух}}$ – масса обтекателя и сухая масса РБ.

Во втором варианте для определения массы КТ на орбите 1200 км использовались справочные данные, приведенные в [4], при предположении, что в идеальном случае масса КТ равна грузоподъемности РН на высоте 1200 км.

Таблица 1 – Характеристики РН

Название РН	Страна-разработчик	Грузоподъемность на круговой орбите высотой 200 км, т	Грузоподъемность на высоте 1200 км, т
«Delta-4H»	США	24,0	4,23
«Зенит-2»	Украина	13,0	4,20
«Arian-42L»	Франция	7,3	3,40
«Циклон-3»	Украина	4,0	2,20
«Икар-2»	Россия	3,2	3,20
«Космос»	Россия	1,4	1,00

В третьем варианте при использовании ЭРДУ для перевода КТ на орбиту высотой 1200 км масса космического тральщика находилась из выражения

$$M_{KT} = M_0 - M_{PT_{\text{ЭРД1}}} - M_{RB_{\text{сух}}}, \quad (2)$$

где $M_{PT_{\text{ЭРД1}}}$ — запас топлива ЭРД для перевода КТ с орбиты 200 км на орбиту высотой 1200 км; $M_{RB_{\text{сух}}}$ — сухая масса разгонного блока, включающая массу конструкции разгонной ЭРДУ и массу системы электропитания.

В четвертом и пятом вариантах с применением ЖРДМТ масса КТ рассчитывалась с использованием выражения

$$M_{KT} = M_0 - M_{T_{\text{ЖРДМТ}}}, \quad (3)$$

где $M_{T_{\text{ЖРДМТ}}}$ — запас топлива ЖРДМТ, расходуемого на переход с орбиты высотой 200 км на орбиту высотой 1200 км.

Масса полезной нагрузки M_{PH} определялась из уравнения баланса массы КТ [3]

$$M_{PH} = M_{KT} - M_{СПУ} - M_{Д} - M_{CA} - M_{ЭУ} - M_{СХПТ} - M_K - M_T, \quad (4)$$

где $M_{СПУ}$ — масса системы преобразования и управления; $M_{Д}$ — масса двигателей; M_{CA} — масса служебной аппаратуры; $M_{ЭУ}$ — масса энергоустановки; $M_{СХПТ}$ — масса системы хранения и подачи топлива в ЖРДУ и/или ЭРДУ; M_K — масса конструкции тральщика; M_T — суммарная масса топлива, которая слагается из массы топлива на перевод КТ на орбиту 1200 км и торможение до высоты 500 км.

Определение радиуса ПУЭ производилось, исходя из того, что масса полезной нагрузки КТ представляет собой сумму массы ПУЭ $M_{ПУЭ}$ и массы связанных с ним элементов $M_{ЭЛ}$, т. е.

$$M_{PH} = M_{ПУЭ} + M_{ЭЛ}. \quad (5)$$

Если предположить, что масса $M_{ЭЛ}$ входит в состав массы $M_{ПУЭ}$ ($M_{ЭЛ} = 0$), то в случае задания ПУЭ в виде сферы радиусом R

$$M_{PH} = M_{ПУЭ} = 4\pi R^2 \delta, \quad (6)$$

откуда

$$R = \sqrt{M_{PH} / 4\pi\delta}, \quad (7)$$

где δ — плотность оболочки сферы [3].

На рис. 1, 2 приведены масса КТ и радиус ПУЭ для выбранного ряда РН при всех рассмотренных вариантах выведения космического тральщика на требуемую орбиту и спуска с высокой орбиты на низкую. Последовательность столбцов диаграммы для каждой РН соответствует номеру варианта.

Как видно из представленных диаграмм, значения этих параметров растут при увеличении грузоподъемности РН независимо от варианта выведения. При этом для варианта 2 (выведение КТ непосредственно на орбиту высотой 1200 км) диапазон их прироста с увеличением грузоподъемности почти в 25 раз относительно невелик и составляет 1...4 т для M_{KT} и 16...39 м для R , что указывает на слабую зависимость массы КТ и радиуса ПУЭ от типа используемых РН. В случае использования РБ с ЖРД и ЖРДМТ наблюдается интенсивный рост радиуса ПУЭ от 19 до 86 м для варианта 1 и почти в таком же диапазоне (17...84 м) для варианта 5. Отсюда, в частности, следует, что применение ЖРД большой и малой тяги по эффективности почти не отличается. Интенсивность роста радиуса ПУЭ с увеличением грузоподъемности РН сохраняется и для варианта 4 (14...77 м).

Наибольший прирост радиуса ПУЭ наблюдается для варианта использования РБ с ЭРДУ и составляет от 20 до 94 м. Однако в данном случае время выведения КТ на требуемую орбиту значительно превосходит время выведения тральщика с использованием РБ с ЖРД. Расчеты показали, что самая мощная из рассмотренных РН «Delta-4H» с помощью РБ с ЖРД переводится с орбиты высотой 200 км на орбиту высотой 1200 км за моторное время 600 с. Если же использовать ЭРДУ с СПД-140 тягой 0,25 Н и мощностью 0,5 кВт, то на это понадобится около полутора лет. Применительно к наименее мощной РН «Космос» эти времена составят немногим более 20 с одного месяца соответственно.

Заключение

Анализируя полученные результаты расчетов, можно сделать следующие выводы.

Массовая эффективность рассмотренного маневра очистки околоземного пространства от космического мусора при однократном спуске КТ с высокой орбиты на низкую в основном зависит от грузоподъемности РН. При использовании РН малой мощности она практически одинакова для всех вариантов выведения и спуска КТ на требуемые орбиты. С ростом грузоподъемности РН эффективность растет, и проявляются различия за счет других факторов. Наименее эффективным является прямое выведение космического

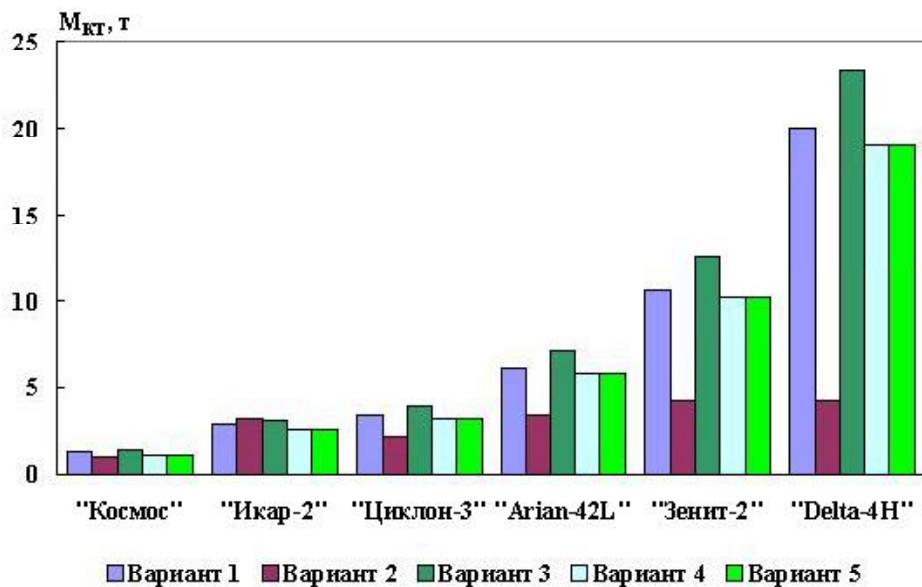


Рис. 1. Масса КТ для различных вариантов их выведения и спуска

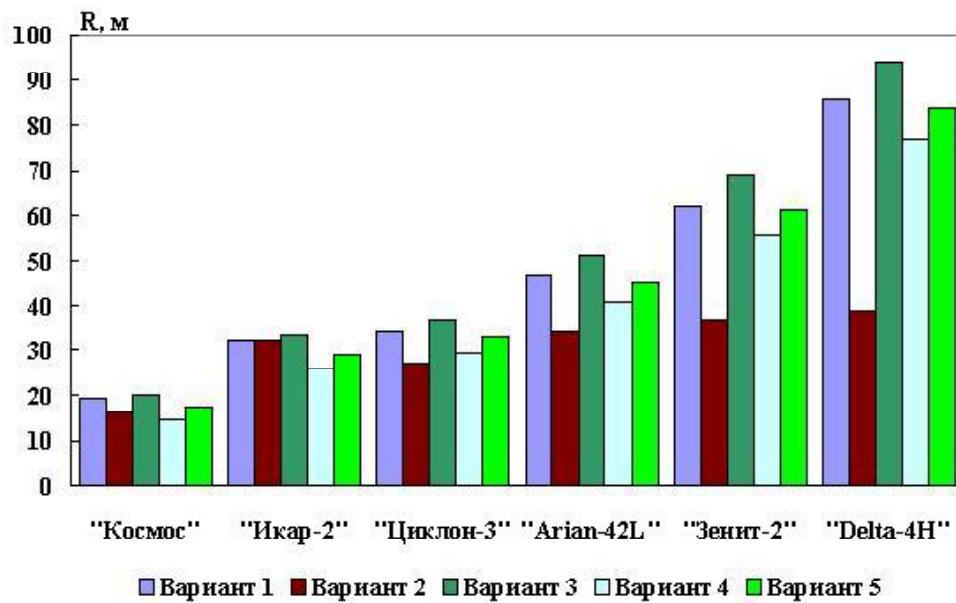


Рис. 2. Радиус ПУЭ для различных вариантов выведения и спуска КТ

тральщика на исходную орбиту посредством двигателя верхней ступени РН, наиболее эффективным – использование ЭРДУ как на этапе выведения, так и на этапе спуска. Однако с учетом времени выведения КТ на исходную орбиту, которое в случае применения ЭРДУ может оказаться неприемлемо высоким, наиболее целесообразным является вариант выведения КТ на высокую орбиту посредством разгонного блока с ЖРД и спуска на низкую с помощью ЭРДУ.

Предметом дальнейших исследований может быть рассмотрение других маневров очистки космического пространства.

Список литературы

- Шевцов А. В. Мелкий космический мусор. Анализ развития и способы борьбы / А. В. Шевцов, А. С. Макарова // Космічна наука і технологія. Додаток до журналу. – Д. : ДНУ, 2002. – Т. 8. – № 1. – С. 176-179.
- Микиша А. Н. Загрязнение космоса / А. Н. Микиша, Л. В. Рыхлова, М. А. Смирнов // Вестник РАН. – 2001. – Т. 71. – № 1. – С. 26–31.
- Кондратьев А.И. Методика расчета тяговых и энергомассовых характеристик мусорособирающего космического аппарата с электродвигательной установкой /

А.И. Кондратьев, П.Г. Хорольский, Л.Г. Дубовик // Авиационно-космическая техника и технология. – Х. : «ХАИ», 2009. – № 10 (67). – С. 82–84.

4. Isakowitz S.J. International Reference Guide to Space Launch Systems. Second Edition / S.J. Isakowitz. – Washington: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1991. – 341 p.

Поступила в редакцию 24.02.2011

Дронь М.М., Хорольський П.Г., Дубовик Л.Г. Оцінка ефективності одного маневру очистки навколоzemного простору

Розглянуто спосіб очистки навколоzemного простору космічним тральщиком (КТ), який здійснює маневр одноразового переходу з високої орбіти на низьку. Наведено характеристики КТ для різних варіантів його виведення на потрібну орбіту й виконано їх порівняльну оцінку. За критерій оцінки прийнято масу КТ і радіус сферичного пасивного уловлюваного елементу, що входить до складу тральщика. Ці параметри визначено для низки ракетносіїв різної потужності, які можуть бути використані при виведенні КТ на потрібну орбіту.

Ключові слова: космічний тральщик, пасивний уловлюючий елемент, рухова установка виведення, гальмівна рушійна установка, ракета-носій.

Dron N., Horolsky P., Dubovik L. Efficiency of one clearing maneuver of earth space

The way of clearing of earth space by a space trawler (ST), carrying out maneuver of disposable transition from the high orbit on the low is considered. Characteristics ST for various variants of its injection into a demanded orbit are presented and their comparative evaluation is performed. For criterion of an evaluation weight ST and radius of the spherical passive catching element, which enter into trawler are accepted. This parameters are calculated for a number of launch vehicles of different capacity which can be used at injection ST into a demanded orbit.

Keywords: space trawler, passive catching element, injection propulsion system, brake propulsion system, launch vehicle.

УДК 620.178.3:531.111

Канд. техн. наук Б. Ф. Федоренко, В. С. Лукьянов

АО «Мотор Сич», г. Запорожье

К ВОПРОСУ ОЦЕНКИ ВЫНОСЛИВОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ВАЛОВ

В статье рассмотрена возможность оценки выносливости валов с использованием метода физического моделирования. Предложены критерии подобия для построения модели вала. Проанализированы результаты имеющихся испытаний геометрически подобных моделей вала горизонтально–ковочной машины и предложены размеры моделей, выполненных с учетом критериев подобия, имеющих физический смысл. Критерии подобия получены с использованием метода анализа размерностей.

Ключевые слова: выносливость, анализ размерностей, модель, физическое моделирование.

Введение

При эксплуатации горизонтально–ковочных машин (ГКМ) отмечены усталостные поломки эксцентриковых и коленчатых валов [1].

Учитывая большие размеры реального вала, провести испытание его на выносливость с использованием стандартного оборудования не представляется возможным. А создание специального оборудования для проведения испытаний, согласно ГОСТ 2860, большого количества эксцентриковых валов является нецелесообразным.

Для этой цели целесообразно изготовить модели, размеры которых позволяют использовать для испытаний на выносливость стандартное оборудование и методику обработки результатов, что позволит выполнить оценку предела выносливости реального вала.

В [2] предложено решение поставленной задачи для эксцентрикового вала ГКМ (далее по тексту – вала) и представлены результаты выполненных работ.

Проведено испытание на выносливость геометрически подобных моделей (далее по тексту – моделей), изготовленных из стали 40ХНМА с учетом технологии изготовления вала, и уменьшенных в опасном сечении в 67, 40, и 5 раз по отношению к валу. Форма и размеры моделей в сопоставлении с валом приведены на рис. 1.

Испытание на выносливость моделей проведено при комнатной температуре в условиях аналогичных работе валов – переменного кругового изгиба с постоянным по длине вала изгибающим моментом.

Представленные в таблице 1 величины пределов выносливости моделей показали, что предложенные в [2] модели имеют различную величину предела выносливости, а это противоречит условиям моделирования напряженного состояния, показанным в работах В. А. Веникова, С. Дж. Клайна, Л. И. Седова [3–5].

При испытании моделей для оценки напряженного состояния вала (предела выносливости при динамическом нагружении), величина предела выносливости должна быть одна для всех типоразмеров изготовленных моделей и соответствовать величине предела выносливости вала.

Настоящее исследование посвящено анализу результатов проведенных работ, показанных в [2], и созданию физически подобной модели для оценки предела выносливости вала, работающего в условиях переменного кругового изгиба с постоянным по длине вала изгибающим моментом.

Методика исследования

В работах [3–5] показано, что физические процессы будут подобны при равенстве значений безразмерных комплексов (критериев подобия), составленных из заданных по условиям величин, описывающих данный процесс. Это единственное условие, необходимое (и достаточное) для подобия физических процессов.

Ранее [6] авторами был использован предложенный метод для оценки напряженного состояния (построение эпюр напряжений) малоразмерной лопатки турбины (материал ВЖЛ12У) газотурбинного двигателя, когда возникает необходимость в точном определении напряжений в наиболее напряженных зонах пера. Учитывая размеры и условия размещения датчиков, разместить их в местах наибольших напряжений на малоразмерной лопатке не представляется возможным, поскольку это зоны у входных и выходных кромок профиля пера лопатки.

В этом исследовании ставилась задача создать физически подобную модель лопатки из материала АЛ-5, имеющую размеры, которые позволяют установить на ее поверхности, включая радиусные переходы, достаточно количество стандартных датчиков, а также провести испытание с

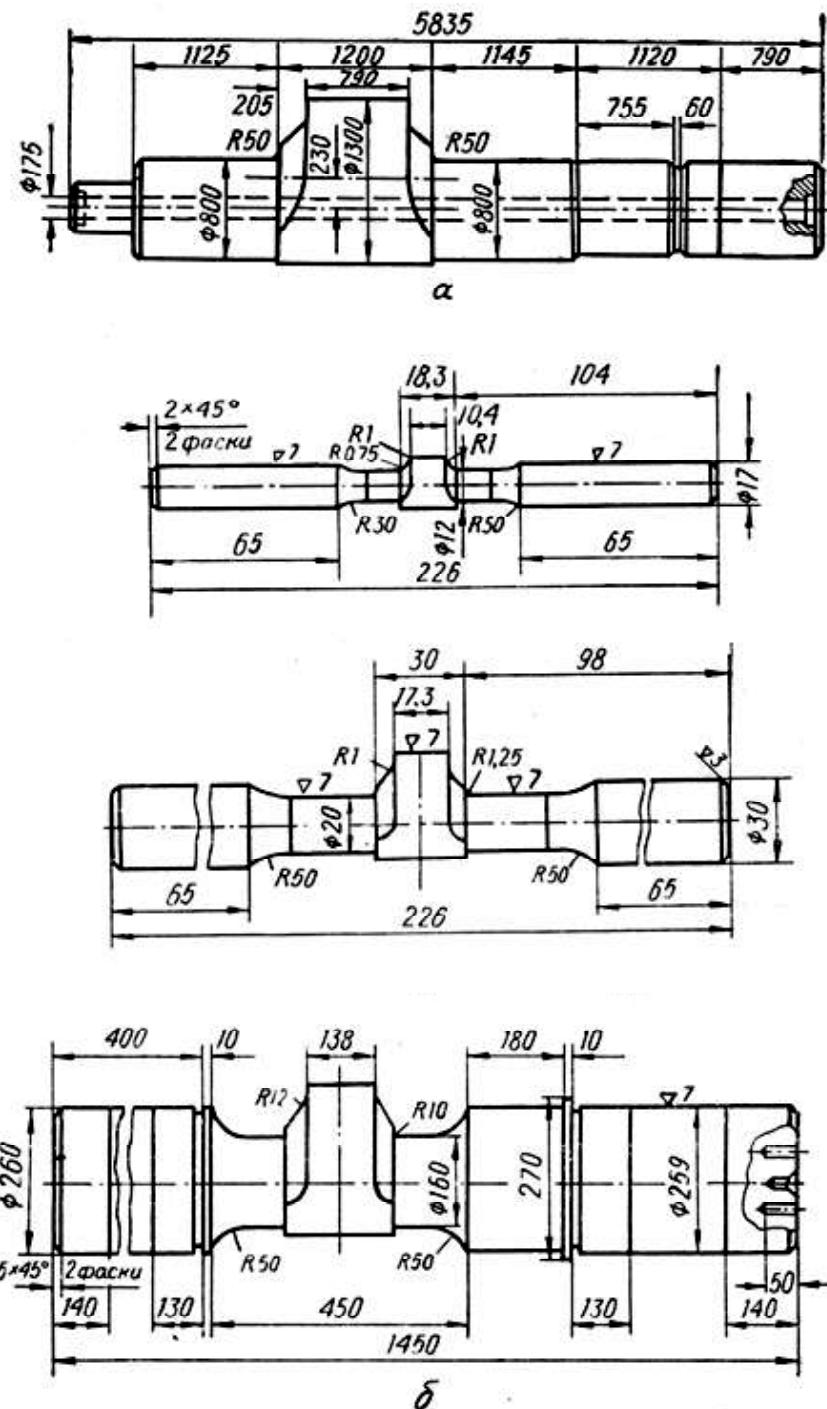


Рис. 1. Эксцентриковый вал горизонтально-ковочной машины (а) и его модели (б)

использованием стандартного оборудования.

Полученные результаты показали удовлетворительное совпадение напряженного состояния в сходственных точках малоразмерной лопатки и ее физически подобной модели.

Поэтому, предложено рассмотреть результаты работы [2] с учетом уже имеющегося опыта физического моделирования.

В работах [3–5] показано, что физические про-

цессы будут подобны при равенстве значений безразмерных комплексов (критерии подобия), составленных из заданных по условиям величин, описывающих данный процесс. Это единственное условие, необходимое (и достаточное) для подобия физических процессов.

Поэтому при изготовлении модели необходимо выдержать условия подобия (равенства величины безразмерных комплексов вала и его модели).

Таблица 1 – Величины критериев подобия для вала и его моделей

Критерий подобия	Объект исследования			
	Вал		Модели	
	Рабочий диаметр 800 мм	Рабочий диаметр 12 мм	Рабочий диаметр 20 мм	Рабочий диаметр 160 мм
$\pi_1 = \frac{\sigma_{-1} l^4}{EI}$	–	67,35	7,95	0,63
$\pi_2 = \frac{EI}{\gamma l^3 S}$	2488	26513	73432	45616
$\pi_3 = \frac{\sigma_b}{\sigma_T}$	1,33	1,33	1,33	1,33

В данном исследовании безразмерные комплексы получены с применением известного метода анализа размерностей [7] к обработке физических величин, характеризующих данный процесс.

Анализируя напряженное состояние эксцентрикового вала в условиях переменного кругового изгиба с постоянным по длине изгибающим моментом, выбран ряд физических величин, по мнению авторов, вносящих определенный вклад в описание данного процесса.

Кроме того, измерение выбранных физических величин можно производить с достаточной для практики точностью, не применяя специального оборудования, что дает определенное преимущество при разработке метода инженерного решения поставленной задачи.

Испытание моделей проведено при циклическом нагружении, поэтому в перечень параметров введены: жесткость ($E I$, где E – модуль упругости материала, I – момент инерции сечения модели в месте действия максимальных напряжений); удельный вес материала (γ); длина рабочей части модели (l); площадь сечения (S) модели в месте действия максимальных напряжений.

Существенным фактором, влияющим на характеристики выносливости, является структура материала, обуславливающая его внутреннюю энергию (способность сопротивляться прилагаемой нагрузке). Считается, что зарождение микротрешины при циклическом нагружении происходит при наличии в локальном объеме конструкции пластической деформации [8, 9]. Поэтому в перечень параметров введены предел текучести σ_T и предел прочности σ_b , так как развитие микротрешины происходит с изменением параметров, определяющих структуру материала [9], в границах от предела текучести (появление микротрешины) до предела прочности (появление макротрешины) [10].

В перечень параметров введен предел выносливости (σ_{-1}) при базовом числе циклов нагружения.

Физическую связь между выбранными величинами можно записать в неявном виде

$$F_1(\sigma_{-1}, EI, l, \gamma, S, \sigma_b, \sigma_T) = 0. \quad (1)$$

С использованием известного метода анализа размерностей [7] выражение (1) преобразуется в зависимость, содержащую безразмерные комплексы

$$F_2(\pi_1, \pi_2, \pi_3) = 0, \quad (2)$$

где $\pi_1 = \frac{\sigma_{-1} l^4}{EI}$ – комплекс напряженности – соотношение между внешней нагрузкой и внутренней упругой силой при деформации изгиба;

$\pi_2 = \frac{EI}{\gamma l^3 S}$ – комплекс динамического воздействия – соотношение между внутренней упругой силой и силой инерции при деформации изгиба;

$\pi_3 = \frac{\sigma_b}{\sigma_T}$ – энергетический комплекс – соотношение напряжений, определяющих зарождение и развитие трещины.

Используя полученные критерии подобия можно определить параметры модели, выносливость которой будет соответствовать выносливости вала в условиях кругового изгиба.

Результаты вычислений критериев подобия для вала и предложенных в [2] его моделей представлены в таблице 2. Как видно из таблицы, величины критериев всех предложенных моделей не равны между собой и критерию вала, что не соответствует положениям моделирования, показанным в [3–5].

Поэтому полученные результаты испытаний на выносливость, предложенных в [2] моделей не дают достоверной оценки выносливости вала.

С использованием критериев подобия можно вычислить геометрические параметры модели эксцентрикового вала для испытания на круговой изгиб.

Так, например, длины рабочей части моделей, имеющих диаметры рабочей части 12 мм, 20 мм, и 160 мм [2] (без изменения остальных параметров моделей), должны быть соответственно 210 мм, 296 мм, и 1180 мм.

Обсуждение результатов

Представленные результаты свидетельствуют о решении поставленной в статье задачи – выполнен анализ результатов работ, проведенных в [2], в части выбора метода создания моделей для оценки предела выносливости вала, работающего в условиях переменного кругового изгиба с постоянным по длине вала изгибающим моментом, и рассмотрения результатов испытаний этих моделей.

Показано, что по результатам испытания геометрически подобных моделей оценивать напряженное состояние вала, работающего в условиях динамического нагружения, некорректно.

Показана возможность создания физически подобной модели для оценки напряженного состояния лопатки газотурбинного двигателя, которая является более сложной конструкцией чем вал. По результатам проведенных работ получены удовлетворительные результаты, что позволяет использовать данный метод для других видов конструкций.

Согласно предложенному методу показаны параметры физически подобной модели, по результатам испытаний которой можно оценить предел выносливости вала.

При оценке напряженного состояния реальной конструкции с помощью предложенного метода можно определять параметры создаваемой физически подобной модели, в комплексе учитывая условия заданного напряженного состояния конструкции, возможности имеющегося испытательного оборудования и изготовление модели из более дешевых (легкообрабатываемых) материалов.

Выводы

Предложен метод определения параметров физически подобной модели эксцентрикового вала для оценки его предела выносливости при работе в условиях кругового изгиба с постоянным по длине вала изгибающим моментом.

При оценке напряженного состояния реальной конструкции, с помощью предложенного метода можно создать физически подобную модель, комплексно учитывающую как условия напряженного состояния реальной конструкции, так и имеющиеся ограничения испытательного оборудования.

Список литературы

1. Масол В. А. Выносливость крупных валов с прессовой посадкой / Масол В. А., Кудрявцев И. В. – Вестник машиностроения, 1971. – № 9. – С. 37–42.
2. Выносливость валов из углеродистой и легированной сталей / [Белкин М. Я., Масол В. А., Саввина Н. М., Рулев В. И.] // Проблемы прочности. – 1977. – № 3. – С. 109–113.
3. Веников В. А. Теория подобия и моделирования / Веников В. А. – М. : Высшая школа, 1976. – 479 с.
4. Клейн С. Дж. Подобие и приближенные методы / С. Дж. Клейн. – М. : Мир, 1968. – 302 с.
5. Седов Л. И. Методы подобия и размерности в механике / Седов Л. И. – М. : Наука, 1987. – 432 с.
6. Жеманюк П. Д. Исследование напряженного состояния лопаток турбомашин с привлечением метода моделирования / Жеманюк П. Д., Федоренко Б. Ф., Лукьянов В. С. // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – № 5. – С. 97–98.
7. Schenck Hilbert, Jr. Theories of engineering experimentation / Schenck Hilbert, Jr. – New York, St. Louis, San Francisco, Toronto, London, Sydney : McGraw – Hill book company. – 1968. – 380 p.
8. Ronay M. Fatigue of high-strength materials / Ronay M // Fracture and advanced treatise. – Vol. 3, Engineering fundamentals and environmental effects. – New York and London. Academic Press, 1971.
9. Yokobori Takeo. An interdisciplinary approach to fracture and strength of solids / Yokobori Takeo. – Groningen : Wolters – Noordhoff scientific publications L.T.D.
10. Федоренко Б. Ф. Оценка характеристик усталости рабочих лопаток компрессора вертолетного ГТД / Федоренко Б. Ф. // Материалы конференции по ГТД для вертолетов, легких самолетов и вспомогательных силовых установок. – Труды ЦИАМ № 1078, вып. 2, 1983. – С. 52–64.

Поступила в редакцию 06.06.2011

Федоренко Б.Ф., Лук'янов В.С. До питання оцінки витривалості великогабаритних валів

В статті розглянута можливість оцінки витривалості валів з використанням методу фізичного моделювання. Пропоновані критерії подібності для будування моделі вала. Проаналізовані результати відомих випробувань геометрично подібних моделей горизонтально-кувальної машини й пропоновані розміри моделей, побудованих з урахуванням критеріїв подібності, які мають фізичний сенс. Критерії подібності отримані з використанням методу аналізу розмірностей.

Ключові слова: тивалість, аналіз розмірностей, модель, фізичне моделювання.

Fedorenko B., Lukjanov V. To a question of an estimation of endurance of large-sized shaft

In clause the opportunity of an estimation of endurance of shaft with use of a method of physical modelling is considered. Criteria of similarity for construction of model of a shaft are offered. Results of available tests of vectorially similar models of a shaft of horizontally-press machine are analysed and the sizes of models executed in view of the criteria of similarity having physical sense are offered. Criteria of similarity are received with use of a method of the analysis of dimensions.

Key words: endurance, the analysis of dimensions, model, physical modelling.

УДК 532.135: 678.027

Канд. физ.-мат. наук В. И. Елисеев¹, канд. техн. наук С. Г. Бондаренко¹,
канд. техн. наук А. Ф. Курочкин¹, Т. А. Майорская²,
канд. техн. наук Е. Б. Устименко², канд. техн. наук А. Б. Суровцев¹

¹ Днепропетровский национальный университет, г. Днепропетровск

² ГП «НПО «Павлоградский химический завод», г. Павлоград

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ И ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПАСТООБРАЗНЫХ ТОПЛИВНЫХ КОМПОЗИЦИЙ

Проведены экспериментальные и численные исследования течения пастообразных топлив в вискозиметре. Получены реологические характеристики модельных и боевых паст.

Ключевые слова: пастообразное топливо, фильера, гидравлические характеристики.

Введение

Одним из направлений развития современной ракетной техники является создание ракетных двигателей (РД) и газогенераторов (ГГ) с регулируемым режимом работы, где в качестве энергетической композиции рассматривается унитарное ракетное пастообразное топливо. Конструкции таких РД и ГГ позволяют управлять тяговыми характеристиками и вектором движения ракетных летательных аппаратов [1, 2], тем самым обеспечивается эффективность их применения в плане оперативного маневрирования по траектории полета, а также многократности запуска и выключения РД и ГГ [3–5]. Вследствие этого, разработка пастообразных ракетных топлив для регулируемых двигателей и газогенераторов является актуальной задачей при разработке двигателей оперативно управляемых летательных аппаратов. Применение пастообразных ракетных топлив приобрело в настоящее время также значительный интерес и в связи с технологичностью его изготовления, большей безопасностью хранения и более широкими возможностями регулирования подачи в камеры сгорания. Как показано в [6] конструкция ракетных двигателей с регулируемой тягой или изменяемым расходом рабочего тела, в качестве которого используется пастообразное топливо, позволяет осуществлять 80-кратное изменение энергетических параметров при регулировании. Возможность глубокого дросселирования основана на нелинейном законе зависимости расхода от перепада давления, что является признаком неньютоновского поведения жидкости. Наиболее подходящими композициями для применения в качестве пастообразного ракетного топлива являются смеси таких веществ как жидкий неотверженный полимер и кислородосодержащий порошкообразный окислитель в соотношении от 1:5 до 3:7 по

массе. В качестве кислородосодержащего окислителя предпочтительно использование, например, перхлората аммония, отличающегося физико-химической стабильностью, высоким кислородным балансом и низкой гигроскопичностью. Для получения повышенных энергетических характеристик в пастообразных композициях возможно применение до 15 % таких добавок как порошки алюминия, магния, титана, бора, а также других порошкообразных и жидких веществ с высокой энталпийей образования. Технологические добавки в пастообразных композициях обеспечивают необходимые реологические характеристики и определенную скорость горения.

Согласно [7] для того, чтобы паста или высококонцентрированная суспензия обладала неньютоновскими свойствами, в частности степенными, необходимо, чтобы жидкость, в которой находятся частицы, обладала такими же качественными характеристиками. Это позволяет в какой-то степени моделировать пасту, зная характеристики связующей жидкости. В работе [8, 9] на примере текучих высоконаполненных полимерных композиций и опытных пастообразных топливных композиций, содержащих в качестве связующей жидкости неотверженный полимер, приведены результаты исследований реологических характеристик и определена нелинейная зависимость параметров истечения от нагружающих воздействий. Практические результаты исследований в совокупности с положениями теории поверхностного взаимодействия частиц со связующим материалом, представленные в работе [10], позволяют разработать методы создания паст, которые и легли в основу получения пастообразных композиций ракетных топлив. Однако, несмотря на разработанные научные основы, вопрос о реологических характеристиках решается, в основном, экспериментально с применением

определенных математических операций [11]. В данной работе, используя известную методику обработки экспериментальных результатов и разработанные авторами численные решения уравнений Навье-Стокса для течений степенных жидкостей [12], определим реологические характеристики полученных модельных и ракетных топливных пастообразных композиций.

Некоторые математические аспекты при определении реологических характеристик пастообразных топливных композиций

При создании математических моделей жидкостей важное значение имеет связь между компонентами тензора напряжений (девиаторная часть τ_{ij}) и компонентами тензора скоростей (s_{ij}). Для вязких неупругих жидкостей она может быть записана как:

$$\tau_{ij} = 2\mu s_{ij}, \quad (1)$$

где μ – скалярная величина. При μ не зависящей от параметров движения жидкость называется ньютоновской. В более общем случае величина вязкости μ зависит от градиентов скоростей, т. е. от компонентов тензора скоростей. Принимая во внимание, что вязкость является ска-

лярной величиной полагают [13], что $\mu = \mu\left(\frac{I}{2}\right)$,

где I второй инвариант тензора скоростей, который в цилиндрической осесимметричной системе может быть записан в виде [14]:

$$\frac{I_2}{2} = 2 \left[\left(\frac{\partial v}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{v}{r} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial r} \right)^2, \quad (2)$$

где x – осевая координата; r – радиус; u , v – проекции скорости соответственно на оси x и r . Одной из простых и удобных для анализа математических моделей вязкой неупругой жидкости является модель Освальда-де-Вилля (степенная жидкость), которая получила широкое распространение благодаря тому, что многие концентрированные супензии и пасты обладают этим свойством. В этом случае реологический закон может быть записан в виде:

$$\mu = K \left(I_2 / 2 \right)^{\frac{m-1}{2}}, \quad (3)$$

где K – постоянный коэффициент (постоянная консистенции); m – также постоянная величина (индекс течения). Полными уравнениями, описывающими осесимметричное течение несжимаемой жидкости, являются уравнения Навье-Стокса, имеющие вид:

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial r} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial (r \tau_{xr})}{r \partial r},$$

$$\begin{aligned} \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial r} \right) &= - \frac{\partial p}{\partial r} + \\ &+ \frac{\partial \tau_{xr}}{\partial x} + \frac{\partial (r \tau_{rr})}{r \partial r} - \frac{\tau_{00}}{r}, \end{aligned}$$

$$\frac{\partial ru}{\partial x} + \frac{\partial rv}{\partial r} = 0, \quad (4)$$

$$\text{где } \tau_{xx} = 2\mu \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \tau_{xr} = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right), \quad \tau_{rr} = 2\mu \frac{\partial v}{\partial r},$$

$$\tau_{00} = 2\mu \frac{v}{r}.$$

Для стабилизированного течения производные от скоростей по x и поперечная скорость равны нулю, поэтому второй инвариант в (2) значительно упрощается, в результате чего уравнение движения записывается в виде:

$$K \frac{d}{rdr} \left(r \left| \frac{du}{dr} \right|^{m-1} \frac{du}{dr} \right) = \frac{dp}{dx}. \quad (5)$$

Это хорошо известное уравнение служит для определения перепада давления в зависимости от расхода жидкости (Q) через длинный цилиндрический канал (l) радиусом R_f . Из решения следует, что

$$\frac{R_f \Delta p}{l} = 2 \left(\frac{1+3m}{m} \right)^m K \left(\frac{Q}{\pi R_f^3} \right)^m. \quad (6)$$

Уравнение (6) практически служит для установления реологических постоянных при течении степенных жидкостей. В литературе, например [11], принято использовать это уравнение в несколько ином виде:

$$\tau_W = \bar{K} \gamma_{ef}^m, \quad (7)$$

где $\tau_W = \frac{R_f \Delta p}{2l}$, $\gamma_{ef} = \frac{4Q}{\pi R_f^3}$, тогда связь между K

и \bar{K} определяется зависимостью:

$$K = \left(\frac{4m}{3m+1} \right) \bar{K}. \quad (8)$$

Величину \bar{K} также называют постоянной консистенции, поэтому при численном анализе течений степенной жидкости необходимо учитывать

соотношение (8). Еще одним важным обстоятельством при установлении реологических параметров паст является поправка Бэгли (n_B), которая вводится в зависимость между перепадом давления и напряжением трения:

$$\Delta p = 2\tau_W \left(\frac{l}{R_f} + n_B \right). \quad (9)$$

С помощью этой безразмерной величины учитывается поджатие текущей жидкости в вискозиметре из широкой части канала в узкую. Поправка определяется либо экспериментально, либо из решения уравнений Навье-Стокса (4). Она может играть заметную роль в нахождении или в пересчете расходных характеристик для фильтерных блоков (устройство для равномерного распределения пастообразного топлива, подающегося системой подачи из бака в камеру сгорания). Таким образом, изложенные аспекты важны для получения более точных параметров течения.

Экспериментальное исследование пастообразных топливных композиций и определение реологических параметров

Реологические параметры экспериментальных ракетных (ЭПТ) и модельных (МПТ – здесь наполнитель перхлорат аммония заменен на безопасный и негорючий хлорид калия такой же фракции) пастообразных топливных композиций устанавливались на специально разработанном и изготовленном на ГП «НПО «Павлоградский химический завод» приборе, показанном на рис. 1.

Эксперименты на указанном приборе заключались в продавливании паст через фильтеру (узкий канал), при этом на силовой машине типа Lloyd 05 задавалась скорость движения поршня и определялось развиваемое при этом усилие. В результате этих измерений получены следующие экспериментальные данные (табл. 1). Приведены значения параметров тех паст, которые оказались более удачными в плане их близости к степенным жидкостям.

*a**b*

Рис. 1. Фото измерительной оснастки прибора для определения реологических параметров:
a – общий вид; *b* – деталировка

Таблица 1 – Значения усилий при движении поршня в вискозиметре (эксперимент)

МПТ (модельная паста) при 20 °C		МПТ (модельная паста) при 28 °C	
U_{por} , мм/мин	P , Н	U_{por} , мм/мин	P , Н
10	2000	10	1900
30	2870	30	2800
50	3400	50	3220
100	4300	100	4100

ЭПТ-111 при 20 °C		ЭПТ-111-Д при 32 °C	
50	1165	10	920
100	1430	30	1333
150	1660	50	1470
200	1810	100	1766
250	1940		

ЭПТ-115 при 20 °C		ЭПТ-115 при 26 °C	
30	1440	30	1250
50	1736	50	1420
100	2171	100	1710

Таблица 2 – Значения реологических параметров паст

Паста	m	K (без n_B)	K (с учетом n_B)	ε_{\max} (%)
МПТ (20 °C)	0,332	8666,1	7982,8	< 1,00
МПТ (28 °C)	0,332	8307,5	7652,3	1,75
ЭПТ-111 (20 °C)	0,320	3132,5	2868,0	1,24
ЭПТ-111-Д (32 °C)	0,282	4846,9	4388,7	4,05
ЭПТ-115 (20 °C)	0,340	4209,1	3880,8	< 1,00
ЭПТ-115 (26 °C)	0,261	5199,5	4745,9	< 1,00

Здесь U_{por} – скорость поршня; P – сила. При обработке этих данных методом наименьших квадратов, получены: значения m , K и максимальная погрешность ε_{\max} (табл. 2).

Из приведенных величин видно, что разработанные пасты в рассмотренных диапазонах изменения параметров ведут себя как степенные жидкости со своими постоянными консистенции. На рис. 2 для наглядности приведены кривые τ от γ , построенные по аппроксимационным зависимостям вида (7). Из рисунка хорошо видно, что аппроксимационные кривые практически проходят по соответствующим экспериментальным точкам, вследствие чего приведенная в таблице максимальная погрешность оказывается небольшой.

Обработка экспериментальных данных велась без учета поправки Бэгли. Для того, чтобы получить этот коэффициент необходимо провести расчеты полных уравнений Навье-Стокса с указанными параметрами, определить коэффициент n_B , после чего вновь повторить обработку при-

веденных выше экспериментальных значений, уточнить искомые параметры, а затем вновь повторить расчеты по полной схеме. В результате таких последовательных приближений (достаточно двух) можно определить реологические параметры, а также параметры течения в канале вискозиметра, после чего можно рассчитывать и параметры течения в фильтрном блоке.

Результаты расчетов. Уточнение реологических параметров

Проведенные численные расчеты уравнений Навье-Стокса (4) и дальнейшее уточнение реологических параметров показало, что значение коэффициента m не изменяется в связи с введением в обработку выписанных выше экспериментальных данных поправки Бэгли. Постоянная консистенции при этом несколько изменяется (третья колонка табл. 2). Для определения точности расчетов приведем значения развиваемой поршнем силы, полученные в расчетах для исследуемых паст при скорости поршня $U_{por} = 100$ мм/мин.

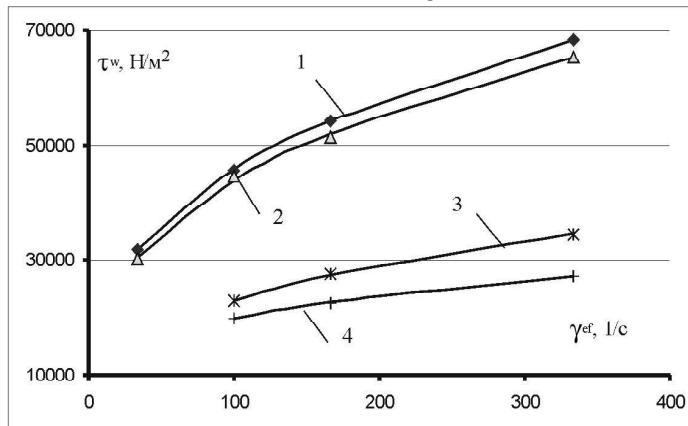


Рис. 2. Зависимость напряжения трения τ от величины γ : точки – эксперимент; кривая 1 – МПТ – 20 °C; 2 – МПТ – 28 °C; 3 – ЭПТ-115 – 20 °C; 4 – ЭПТ-115 – 26 °C

Таблица 3 – Сравнение усилий при движении поршня в вискозиметре

Паста	P (эксп)	P (без n_B)	P (с учетом n_B)
МПП (20 °C)	4300	4690,6	4319,7
МПП (28 °C)	4100	4497,3	4141,8
ЭПТ-111 (20 °C)	1430	1584,4	1450,5
ЭПТ-111-Д (32 °C)	1766	1984,1	1797,3
ЭПТ-115 (20 °C)	2171	2383,4	2198,2
ЭПТ-115 (26 °C)	1710	1863,3	1700,4

В первой колонке табл. 3 приведены величины, взятые из эксперимента, во второй — найденные из расчетов полных уравнений (4) с постоянной консистенции, определенной без поправки Бэгли. В третьей также рассчитанные по полным уравнениям, но с уточненными значениями K . Из этой таблицы видно, что при найденных значениях K без поправки Бэгли точность расчетов составляет ~ 10 %, с поправкой Бэгли и с уточненной постоянной консистенции точность расчета возрастает. Это показывает, что даже для высоковязких сред с небольшими скоростями движения внезапное сужение канала оказывает заметное влияние на гидродинамику течения и соответственно на общий перепад давления, что необходимо учитывать при расчете фильтрного блока.

Таким образом, в результате экспериментальных исследований, математической обработки и численных расчетов были получены необходимые характеристики и параметры течения пастообразных топливных композиций, которые могут быть использованы для расчетов фильтрных блоков при проектировании перспективных ракетных двигателей на пастообразном топливе.

Список литературы

1. Иванченко А. Н. Состояние разработки дросселируемых ракетных двигательных установок на унитарном пастообразном топливе / А. Н. Иванченко, С. Г. Бондаренко // Проблемы высокотемпературной техники. Днепропетровск : РИО ДНУ. – 2007. – С. 40–50.
2. Призваны временем. Ракеты и космические аппараты Конструкторского бюро «Южное» / [под общ. ред. С. Н. Конюхова]. – Д. : АРТ-ПРЕСС, 2004. – 232 с.
3. Бондаренко С. Г. К оценке энерговесовой эффективности ракетных двигателей на пастообразном топливе с глубоким дросселированием / С. Г. Бондаренко, П. Г. Хорольский, Л. В. Адамчик // Авиационно-космическая техника и технология. – 2008. – № 7(54). – С. 148–150.
4. Hodge K. Gelled Propellants for Tactical Missile Applications / K. Hodge, T. Crofoot, S. Nelson / Joint Propulsion Conference & Exhibit. – 1999. – 7 p.
5. Bayern-Chemie Offers Gel-Based Rocket Propellant / Defense Update, Lance & Shield Ltd. – 2009. – 2 p.
6. Іванченко А. М. Особливості ракетної рушійної установки на пастоподібному паливі / Іванченко А. М. // Космічна наука і технологія, 1999. – Т. 5. – № 4. – С. 3–10.
7. Урьев Н. Б. Текущесть супензий и порошков / Н. Б. Урьев, А. А. Поганин. – М. : Химия. 1979. – 256 с.
8. Третьяков К. О. Залежність реологічних характеристик пастоподібного ракетного палива від дисперсності наповнювача, концентрації наповнювача і ПАР / К. О. Третьяков, О. В. Потупа, С. Г. Огинський, О. Ф. Курочкин, О. Б. Суровцев // Вопросы химии и химической технологии. – Д. : УДХТУ. – 2006. – № 3. – С. 158–163.
9. Устименко Е. Б. Высокоэнергетические композиции для ракетных двигателей и газогенераторов с регулируемым режимом работы / Устименко Е. Б., Шиман Л. Н., Подкаменная Л. И. // Системи озброєння і військова техніка. – 2010. – № 2. – С. 170–173.
10. Липатов Ю. С. Физическая химия наполненных полимеров / Ю. С. Липатов. – М. : Химия, 1977. – 303 с.
11. Чанг Дей Хан. Реология в процессах переработки полимеров / Чанг Дей Хан. – М. : Химия, 1979. – 368 с.
12. Rocket propulsion using unitary paste-like propellant. Experimental investigation of paste-like propellant and results of PRM fire tests / [S.G. Bondarenko, V. I. Eliseev, Yu.V. Protsan etc.]. – Prog. of 61-th International Astronautical Congress (IAC-10.C4.1.9), 27 September-1 October 2010. Prague, Czech Republic. – 27 p.
13. Астарита Дж. Основы гидромеханики неиньютоновских жидкостей / Дж. Астарита, Дж. Марруччи. – М. : Мир, 1978. – 310 с.
14. Янков В. И. Процессы переработки волокнообразующих полимеров (методы расчетов) / В. И. Янков, В. П. Первадчук, В. И. Боярченко. – М. : Химия, 1989. – 320 с.

Поступила в редакцию 08.09.2011

Єлісєєв В.І., Бондаренко С.Г., Курочкин О.Ф., Майорська Т.О., Устименко Є.Б., Суровцев О.Б. Експериментальні і чисельні дослідження реологічних характеристик пастоподібних паливних композицій

Проведені експериментальні і чисельні дослідження руху пастоподібних палив у віскоциметрі. Отримані характеристики реології модельних й бойових паст.

Ключові слова: пастоподібне паливо, філь'єра, гідрравлічні характеристики.

Eliseev V., Bondarenko S., Kurochkin A., Mayorskaya T., Ustimenko E., Surovtsev A. Experimental and numerical research rheological descriptions of paste-like fuel compositions

Experimental and numeral researches of flow of paste-like fuels are conducted in a viscometer-stirrer. Rheological descriptions of model and battle pastes are got.

Key words: paste-like fuel, draw-plate, hydraulic descriptions.

УДК 539.374.001.8

Д-р техн. наук В. В. Чигиринский, А. Н. Бень*Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье*

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВЛОЖЕННЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ ФУНКЦИЙ В УСЛОВИЯХ ПЛОСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Представлено решение плоской задачи в аналитическом виде для замкнутой системы уравнений теории пластичности с использованием вложенных гармонических функций. Показаны решения с использованием теории пластического течения. Проведен анализ решения задачи для простой упрочняющейся среды, который показывает, что распределение контактных напряжений определяется фактором формы очага деформации и величиной коэффициента трения.

Ключевые слова: напряжение, деформация, пластичность, гармонические функции, уравнение Лапласа.

Введение

Основное количество известных решений в механике деформированного тела не позволяют рассматривать комплексное решение, связанного с определением одновременно как напряженного, так и деформированного состояния металла. Рассматриваются решения только для определения напряженного или деформированного состояния и при этом поля напряжений и деформаций чаще всего не связаны друг с другом. Это не позволяет получать аналитическим путем математическую модель пластической среды. Возникают проблемы, которые не позволяют получить однозначную связь полей напряжений и деформаций.

В этом плане ценным является то, что предложенные решения расширяют возможность удовлетворения граничных и очевидных условий, как по напряжениям, так и по деформациям в очаге деформации.

Постановка задачи

В систему (1) включены уравнения теории течения: уравнения равновесия, условия пластичности, уравнения связи скоростей деформаций и напряжений, уравнения несжимаемости для скоростей деформаций, уравнения неразрывности скоростей деформаций:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0; \quad \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0; \\ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \cdot \tau_{xy}^2 &= 4 \cdot k^2; \\ \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} &= \frac{\xi_x - \xi_y}{\gamma'_{xy}} = F_1; \\ \xi_x + \xi_y &= 0; \\ \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial x^2} &= \frac{\partial^2 \gamma'_{xy}}{\partial y \partial x}, \end{aligned} \quad (1)$$

где σ_x, σ_y — нормальные напряжения; τ_{xy} — касательное напряжение; k — сопротивление пластической деформации на сдвиг (переменная величина); $\xi_x, \xi_y, \gamma'_{xy}$ — скорости деформаций.

Границные условия заданы в напряжениях [1]

$$\tau_n = -k \cdot \sin(A\Phi - 2\alpha)$$

или

$$\tau_n = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\alpha - \tau_{xy} \cdot \cos 2\alpha \right). \quad (2)$$

Дополнительные условия заданы контактными удельными силами трения (2), изменяющимися по синусоидальному закону.

Решение задачи

Границное условие (2) будет тождественно удовлетворено, если принять

$$\tau_{xy} = k \cdot \sin A\Phi. \quad (3)$$

Рассматривается сложная зависимость от координат, при этом $k = H_\sigma \cdot \exp \theta$, где H_σ — переменный коэффициент, принимаемый в дальнейшем равным постоянной величине C_σ . Выражение (3) задает граничные условия (2), которые замыкают систему уравнений (1).

Ранее в работах [24] были предложены решения с использованием метода гармонических функций для определения поля напряжений:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(y) + C; \\ \sigma_y &= -C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(x) + C; \\ \tau_{xy} &= C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \sin A\Phi \end{aligned} \quad (4)$$

при условии $\theta_x = -A\Phi_y, \theta_y = A\Phi_x$. (5)

Из последних соотношений Коши-Римана (5) следует, что вводимые в рассмотрение координатные функции $A\Phi$ и θ являются гармоническими, т. е. удовлетворяют уравнениям Лапласа

$$\begin{aligned}\theta_{xx} + \theta_{yy} &= 0, \\ A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} &= 0.\end{aligned}$$

Представляет интерес использование гармонических функций в решении. В работах [24] использовались следующие координатные гармонические функции:

$$\begin{aligned}A\Phi &= AA_6 \cdot x \cdot y, \\ \theta &= -0,5 \cdot AA_6 \cdot (x^2 - y^2), \\ A\Phi &= AA_6 \cdot x \cdot y - AA_{13} \cdot x \cdot y \cdot (x^2 - y^2), \\ \theta &= -0,5 \cdot AA_6 \cdot (x^2 - y^2) + AA_{13} \cdot [0,25 \cdot (x^4 + y^4) - 1,5 \cdot x^2 \cdot y^2], \\ A\Phi &= AA_6 \cdot x \cdot y + AA_{13} \cdot x \cdot y \cdot (x^2 - y^2), \\ \theta &= -0,5 \cdot AA_6 \cdot (x^2 - y^2) - AA_{13} \cdot [0,25 \cdot (x^4 + y^4) - 1,5 \cdot x^2 \cdot y^2].\end{aligned}\quad (6)$$

Представленные функции (6) являются гармоническими, удовлетворяющие уравнению Лапласа и соотношениям Коши-Римана. Вторая и третья группа функций представляют собой сумму гармонических координатных функций разных порядка.

Следует отметить, что произведения

$$\begin{aligned}\exp \theta \cdot \cos A\Phi, \\ \exp \theta \cdot \sin A\Phi\end{aligned}\quad (7)$$

также являются гармоническими функциями. Следовательно, в конструкцию функций $A\Phi$ и θ можно вложить новые построения типа (7) при условии, что аргументы функций будут гармоническими.

Рассмотрим аргумент тригонометрической функции в виде вложенной функции:

$$\Phi = [C_1 \cdot \exp \theta' + C_2 \cdot \exp(-\theta')] \cdot \sin A\Phi', \quad (8)$$

где $A\Phi'$ и θ' – вложенные координатные гармонические функции вида (6).

$$\begin{aligned}\sigma_x &= C_\sigma \cdot \exp \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' - C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \cos A\Phi' \cdot \cos \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' + C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \sin A\Phi' + \sigma_0 + C; \\ \sigma_y &= -C_\sigma \cdot \exp \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' - C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \cos A\Phi' \cdot \cos \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' + C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \sin A\Phi' + \sigma_0 + C; \\ \tau_{xy} &= C_\sigma \cdot \exp \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' - C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \cos A\Phi' \cdot \sin \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' + C_2 \cdot \exp(-\theta') \right\} \cdot \sin A\Phi'\end{aligned}$$

Последние выражения могут быть упрощены, приняв $C_2 = 0$:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta' \cdot \cos A\Phi') \cdot \cos(C_1 \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi') + \sigma_0 + C; \\ \sigma_y &= -C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta' \cdot \cos A\Phi') \cdot \cos(C_1 \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi') + \sigma_0 + C; \\ \tau_{xy} &= C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta' \cdot \cos A\Phi') \cdot \sin(C_1 \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi')\end{aligned}\quad (11)$$

В случае (8) расширяется диапазон применения аналитических решений при удовлетворении граничных и очевидных условий в очаге деформации. Подставляя (8) в уравнение Лапласа получаем тождество:

$$\begin{aligned}A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} &= \sin A\Phi' \cdot \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' \cdot \left[\begin{array}{l} \left(\theta' \right)_{xx}^2 + \left(\theta' \right)_x^2 - \left(A\Phi' \right)_x^2 + \\ + \left(\theta' \right)_{yy}^2 + \left(\theta' \right)_y^2 - \left(A\Phi' \right)_y^2 \end{array} \right] - \right. \\ &\quad \left. - C_2 \cdot \exp(-\theta') \cdot \left[\begin{array}{l} \left(\theta' \right)_{xx} - \left(\theta' \right)_x^2 + \left(A\Phi' \right)_x^2 + \left(\theta' \right)_{yy} - \\ - \left(\theta' \right)_y^2 + \left(A\Phi' \right)_y^2 \end{array} \right] \right\} + \\ &+ \cos A\Phi' \cdot \left\{ C_1 \cdot \exp \theta' \cdot \left[\begin{array}{l} 2 \cdot \left(\theta' \right)_x \cdot \left(A\Phi' \right)_x + \left(A\Phi' \right)_{xx} + \\ + 2 \cdot \left(\theta' \right)_y \cdot \left(A\Phi' \right)_y + \left(A\Phi' \right)_{yy} \end{array} \right] - \right. \\ &\quad \left. - C_2 \cdot \exp(-\theta') \cdot \left[\begin{array}{l} 2 \cdot \left(\theta' \right)_x \cdot \left(A\Phi' \right)_x - \left(A\Phi' \right)_{xx} + \\ + 2 \cdot \left(\theta' \right)_y \cdot \left(A\Phi' \right)_y - \left(A\Phi' \right)_{yy} \end{array} \right] \right\} = 0.\end{aligned}\quad (9)$$

Уравнение (9) тождественно равно нулю, если выражения, стоящие в квадратных скобках, равны нулю и если вложенные гармонические функции соответствуют условию Коши-Римана:

$$\begin{aligned}\theta'_x &= -A\Phi'_y, \\ \theta'_y &= A\Phi'_x.\end{aligned}$$

Через соотношения Коши-Римана определяем значение функции θ :

$$\theta = [C_1 \cdot \exp \theta' - C_2 \cdot \exp(-\theta')] \cdot \cos A\Phi'. \quad (10)$$

Анализ полученных результатов

С использованием вложенных гармонических функций на примере осадки покажем, что существует область устойчивых решений для компонентов тензора напряжений как на контактной поверхности, так и во всем объеме.

Интегрируя уравнения равновесия (1) с учетом гармонических функций (8), (10), получим выражения для определения компонентов напряжений:

При этом вложенные гармонические функции $A\Phi'$ и θ' имеют вид:

$$A\Phi' = AA_6 \cdot x \cdot y; \\ \theta' = -0,5 \cdot AA_6 \cdot (x^2 - y^2),$$

где AA_6 – постоянная величина.

Постоянные интегрирования и функции определились из граничных очевидных условий:

$$C_1 = \frac{A\Phi_0}{\exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0}; \\ A\Phi'_0 = AA_6 \cdot \frac{L \cdot H}{4}; \\ \theta'_0 = -0,5 \cdot AA_6 \cdot \left(\frac{L^2}{4} - \frac{H^2}{4} \right).$$

Подставляя граничные условия для осадки, выраженные через напряжения, получим:

$$AA_6 = \frac{4}{L \cdot H} \cdot \operatorname{arctg}(A\Phi_0),$$

где L , H – длина и высота очага деформации; f – коэффициент трения.

Из условия пластичности $\sigma_0 = -2 \cdot k \cdot \cos A\Phi$, $C = k_0$. Подставляя в (11) компоненты тензора напряжений, имеем

$$\sigma_x = -C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0) \times \\ \times \frac{\exp[C \cdot (\exp \theta' \cdot \cos A\Phi' - \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0)]}{\cos(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \sin A\Phi'_0)} \times \\ \times \cos(C \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi') + C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0);$$

$$\sigma_y = -3 \cdot C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0) \times \\ \times \frac{\exp[C \cdot (\exp \theta' \cdot \cos A\Phi' - \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0)]}{\cos(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \sin A\Phi'_0)} \times \\ \times \cos(C \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi') + C_\sigma \times \\ \times \exp(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0); \\ \tau_{xy} = C_\sigma \cdot \exp(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0) \times \\ \times \frac{\exp[C \cdot (\exp \theta' \cdot \cos A\Phi' - \exp \theta'_0 \cdot \cos A\Phi'_0)]}{\cos(C \cdot \exp \theta'_0 \cdot \sin A\Phi'_0)} \times \\ \times \sin(C \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi'). \quad (12)$$

Для определения значения $A\Phi_0$ проведем сопоставление с решениями, представленными в работе [5]. В нашем случае имеем:

$$A\Phi_0 = \operatorname{arctg}\psi.$$

Анализ показывает, что ψ является параметром, который учитывает влияние контактного трения и в некоторой степени фактора формы. Определим значение ψ с учетом данных, представленных на графике в работе [5], рис. 1.

Имея математическую модель (12), в которую входит постоянная AA_6 в зависимости от $A\Phi_0$, можно получить обратным пересчетом те значения ψ , которые соответствуют коэффициентам подпора, представленным на рис. 1.

В табл. 1 представлены значения ψ решения (12) в соответствии с рис. 1.

По результатам пересчета были построены графики зависимости коэффициента ψ от коэффициента трения и фактора формы (рис. 2).

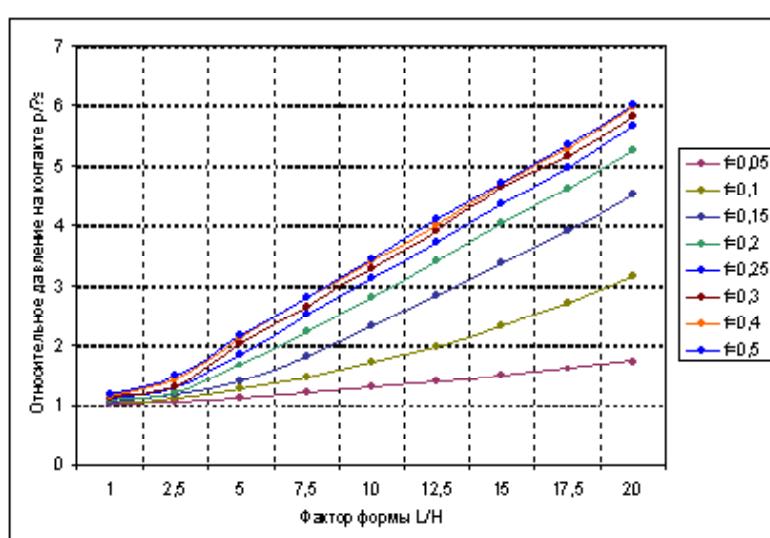


Рис. 1. Относительное давление на контакте в зависимости от коэффициента трения и фактора формы по Сторожеву [5]

Таблица 1 – Значения коэффициента ψ в зависимости от коэффициента трения и фактора формы

Фактор формы L/H	Коэффициент трения f							
	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,4	0,5
1	0,1	0,167	0,227	0,259	0,285	0,298	0,331	0,37
2,5	0,14	0,194	0,24	0,284	0,312	0,343	0,374	0,39
5	0,147	0,209	0,25	0,307	0,339	0,363	0,377	0,383
7,5	0,15	0,212	0,261	0,301	0,323	0,332	0,341	0,343
10	0,147	0,21	0,258	0,283	0,296	0,302	0,307	0,31
12,5	0,148	0,203	0,245	0,264	0,274	0,277	0,278	0,28
15	0,142	0,198	0,232	0,246	0,253	0,254	0,257	0,258
17,5	0,141	0,193	0,219	0,229	0,234	0,235	0,238	0,238
20	0,137	0,186	0,208	0,216	0,219	0,22	0,221	0,223

Данными расчетами фактически были определены граничные условия для определения постоянных величин, присутствующих в решении (12). Этим самым определена область допустимых значений, позволяющая рассчитать реальные значения коэффициентов подпора на контакте в условиях плоскодеформированного состояния. Результаты расчета по формулам (12) с учетом определенного коэффициента подпора ψ приведены на рис. 3. Анализ графических зависимостей показывает, что распределение контактных напряжений реагирует на фактор формы очага деформации и коэффициент трения. Полученные результаты качественно и количественно отражают общие закономерности распределения полей тензора напряжений по всему очагу деформации и в полной мере удовлетворяют граничным условиям. Результаты расчетов совпадают с реальными эпюрами контактных напряжений. Следует подчеркнуть, что полученные вы-

ражения едины для всего очага деформации и нет необходимости разбивать его на отдельные зоны контактного трения.

Выводы

1. Возможно построение гармонических функций вида $\exp \theta \cdot \cos A\Phi$ и $\exp \theta \cdot \sin A\Phi$ при условии, что их аргументы также являются гармоническими функциями.
2. Аргументы функций $A\Phi$ и θ могут использовать построения вида $\exp \theta' \cdot \cos A\Phi'$ и $\exp \theta' \cdot \sin A\Phi'$, т. к. они тождественно удовлетворяют уравнению Лапласа при условии $\theta'_x = -A\Phi'_y$, $\theta'_y = A\Phi'_x$.
3. Получены выражения для компонентов тензора напряжений с использованием вложенных гармонических функций.

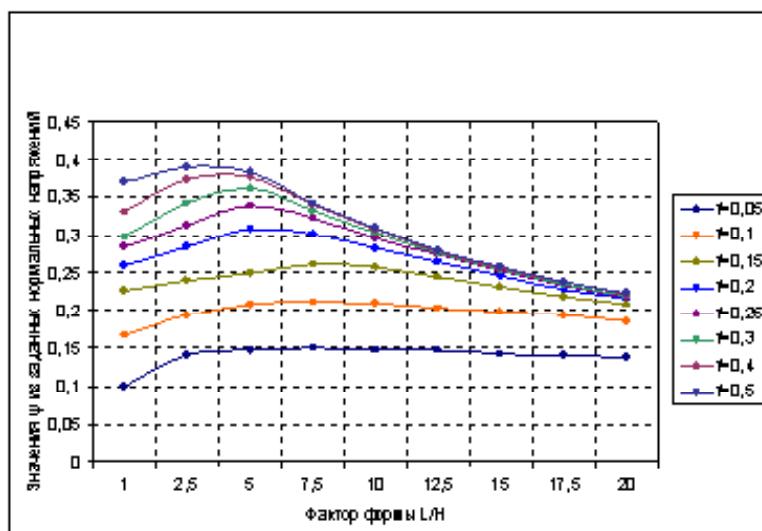


Рис. 2. Зависимость коэффициента ψ от коэффициента трения и фактора формы

4. Определена область допустимых значений для определения контактных напряжений с использованием общепринятых данных работы [5].
5. Расчет напряжений показывает, что они качественно и количественно соответствуют экспериментальным данным.

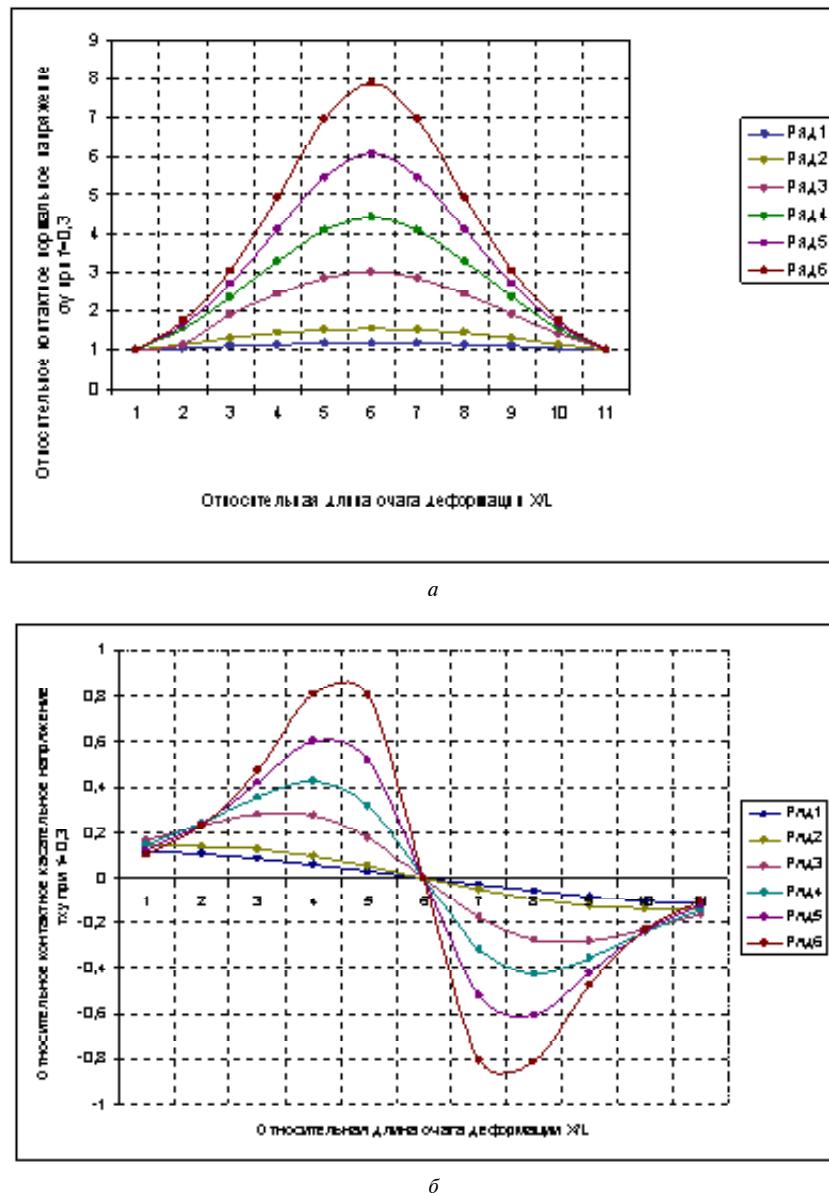


Рис. 3. Распределение нормальных (а) и касательных (б) напряжений по высоте полосы при осадке $f = 0,3$, $L/H=1 \dots 12,5$

Список литературы

1. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М.: Машиностроение, 1975. – 399 с.
2. A Generalised Theory of Plasticity / [V. V. Chygyryns'kyj, A.Ya. Kachan, I. Mamuzik, A.N. Ben'] // Materials and Technology. Institute of Metals and Technology – Liubljana, Slovenia. – РОВ 431. – 2010. – Р. 141–145.
3. Чигиринский В. В. Обобщенная теория пластичности. Модель сложной пластической среды / В. В. Чигиринский, А. Я. Кацан, А. Н. Бень // Вестник национального технического университета Украины. Политехнический институт. – Киев, 2008. – С. 141–148.

4. Чигиринский В. В. Некоторые особенности обобщенной теории пластичности для упрочняющейся среды / В. В. Чигиринский, А. Н. Бень // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 2. – С. 8–12.
5. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 424 с.

Поступила в редакцию 30.08.2011

Чигиринський В.В., Бень А. Н. Дослідження напруженого стану з використанням вкладених гармонійних функцій в умовах плоскої деформації

Представлено рішення плоскої задачі в аналітичному вигляді для замкненої системи рівнянь теорії пластичності з використанням вкладених гармонійних функцій. Показано рішення з використанням теорії пластичного плину. Проведено аналіз рішення задачі для простого середовища, що змінюється, який показує, що розподіл контактних напружень визначається фактором форми осередку деформації та величиною коефіцієнту тертя.

Ключові слова: напруження, деформація, пластичність, гармонійні функції, рівняння Лапласа.

Chygryns'kyj V., Ben' A. Research of the stress state with using of the enclosed harmonious functions in the flat deformation conditions

There is presented the solution of plane problem in analytical form for closed system of equation of the theory of plasticity with using enclosed harmonious functions. There are shown decisions with using of the theory of a plastic current. There is passed the analysis of the decision of a problem for the simple strengthened environment which shows is passed that distribution of contact pressure is defined by the factor of the form of the centre of deformation and size of factor of a friction.

Key words: stress, deformation, plasticity, harmonious functions, Laplas equation.

УДК 621.81

Канд. техн. наук Є. Т. Білий*Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя***ОСОБЛИВОСТІ ОПТИМІЗАЦІЇ ПРОЕКТУВАННЯ ВАЛІВ**

Розглянуто особливості проектування суцільних і порожнистих валів. Запропонований варіант визначення діаметра у небезпечному перетині вала, який забезпечує запас міцності на рівні нормованого та інших перетинах з мінімальним наднормованим перебільшенням, що дозволяє підвищити техніко-економічні показники конструкцій та удосконалити процес проектування валів.

Ключові слова: вал, діаметр, оптимізація, запас міцності, перетин, методика, розрахунок, напруження, епюра, момент крутіння, момент вигину.

Актуальність

Сучасним проектуванням валів передбачені попередні, основні та перевірні розрахунки [1–3]. Результатом попередніх розрахунків є ескіз вала для побудови епюр розподілу навантажень вздовж вала у вигляді крутних – T та згинальних – M моментів від дії зовнішніх сил.

Орієнтовне визначення діаметра вала здійснюється з урахуванням умов роботи з використанням емпіричних залежностей, або з умовного розрахунку на кручення ділянок, де вплив згинання незначний і враховується шляхом зменшення припустимих напружень $[\tau]$ [2]. Розміри інших ділянок вала – d_{op} визначаються необхідністю закріплення на них деталей та наближенням до форми бруса рівного опору.

Уточнення діаметрів ділянок вала d_i потребує визначення небезпечного перетину вала, оскільки найбільш навантажений перетин не завжди є небезпечним. За звичай, визначення відбувається на підставі досвіду проектування, без розрахунків, або виконуються порівняльні розрахунки двох перетинів, обраних за результатами попереднього проектування [1].

У більшості випадків такого визначення вал має залишкові запаси міцності у порівнянні з нормованими, тобто зниженні техніко-економічні показники матеріаломісткості та енерговитратності. Вдосконалення методики проектування валів з урахуванням наведеного, є актуальним.

Репрезентація варіantu оптимізації проектування валів

З метою підвищення техніко-економічних показників валів та оптимізації їх проектування в частині зменшення кількості ітерацій, необхідне аналітично-розрахункове визначення небезпечного перетину та проектних розмірів усіх ділянок вала. З означеного метою після розрахунку орієнтовних розмірів у перетинах вала d_{op} необхідно визначити:

- мінімальні розміри у перетинах вала – d_{imin} з урахуванням характеристик обраного матеріалу, запасів міцності та фактичних навантажень;

- небезпечний перетин вала, як такий, у якому різниця між орієнтовним та мінімальними діаметрами є найменшою;

- діаметр вала у небезпечному перетині з урахуванням мінімально достатнього – d_{im} та обмежень згідно з чисельним рядом R40 або обмежень до розмірів опорних ділянок під підшипники;

- проектні розміри вала d_i з урахуванням діаметра у небезпечному перетині.

Запропонований варіант оптимізації проектування розглянемо на прикладі вала на рис. 1.

Орієнтовні розміри вала у перетині III–III з переважною дією кручення та суттєво зменшених значень допустимих напружень $[\tau] = 1220$ МПа, що визначені за умовою (1.1), дозволяють визначити розміри інших ділянок валу $d'_{1 op}$, $d'_{2 op}$ відповідно необхідності розміщення на валу колес, шківів, підшипників та мінімізації концентрації напружень (рис. 1, *a*, орієнтовний контур):

$$d'_{3 op} \geq 10^3 \sqrt{\frac{16T}{\pi[\tau]}}. \quad (1)$$

Відповідно орієнтовним діаметрам у перетинах та повздовжнім розмірам деталей, розміщених на валу (рис. 1, *a*) створюють розрахункову схему вала (рис. 1, *a*), визначають епюри розподілу навантажень вздовж вала у вигляді моментів згинання M_{ix} , M_{iy} та їх рівнодіючого – $M_{i\Sigma}$ (2) і моменту кручення – T_i .

У перетинах з одночасною дією згинання і кручення згідно з енергетичною теорією міцності навантаженням є зведений момент – M_{iz} (3)

$$M_{iz} = \sqrt{M_{ix}^2 + M_{iy}^2}, \quad (2)$$

$$M_{i_{36}} = \sqrt{M_{i\Sigma}^2 + 0,75T_i^2}. \quad (3)$$

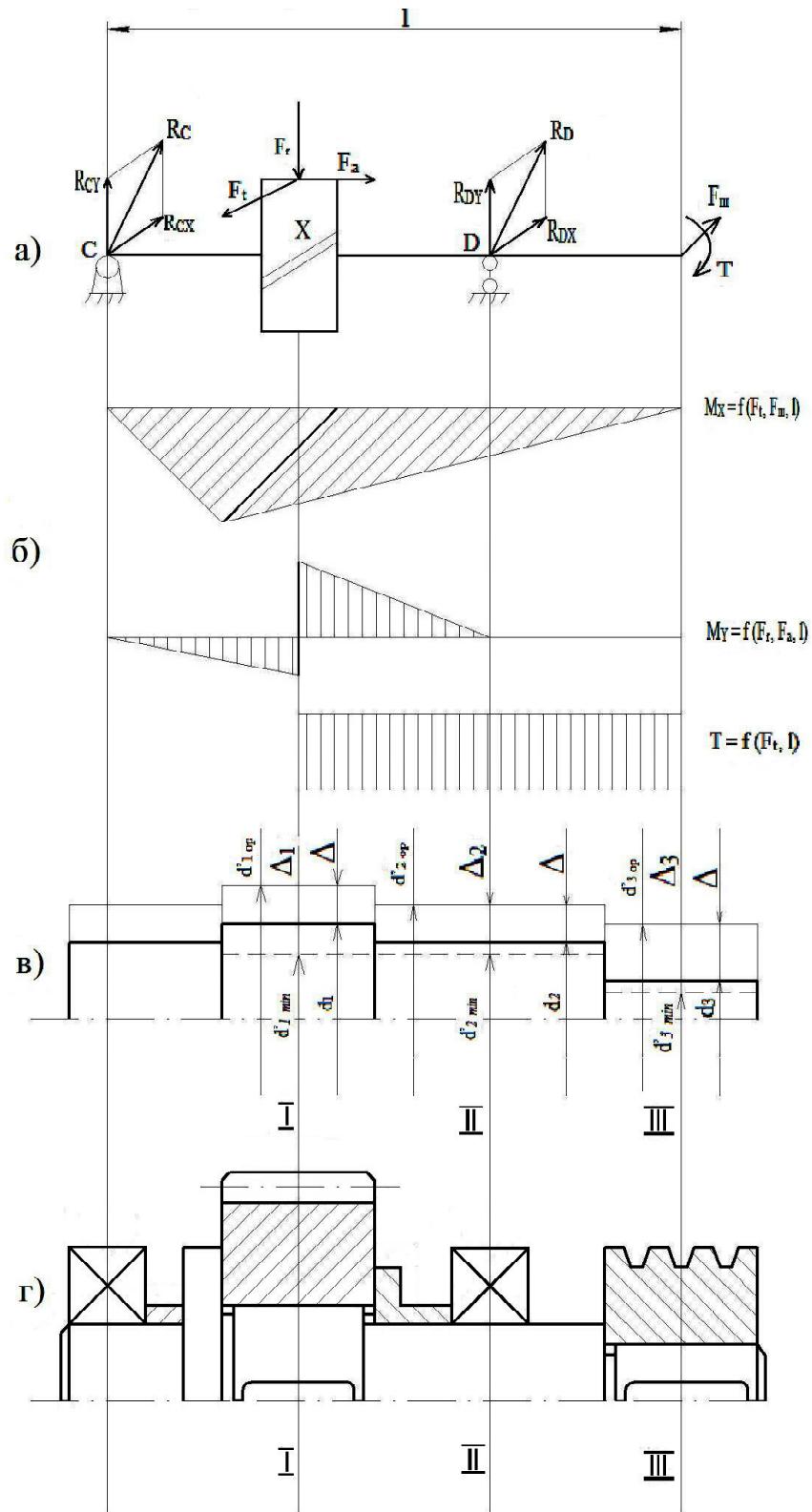


Рис. 1. До проектування валу

— — — — — опорієнтовні розміри; — — — — мінімальні розміри; — — — остаточні розміри;

- а) розрахункова схема; б) опори розподілу моментів для зовнішнього навантаження; в) співставні розміри на етапах проектування; г) остаточна конструкція

Орієнтовна конструкція дозволяє обрати матеріал вала, його механічні характеристики σ_m , σ_σ , σ_{-1} [2] згідно з орієнтовними розмірами d_i^{op} відповідні запаси міцності за умов (4) та визначити допустимі напруження (5)

$$[S_T] = 1,8 \dots 2,5, \text{ якщо } \sigma_B / \sigma_T \geq 1,4,$$

$$[S'_T] = 2,4 \dots 3,0, \text{ якщо } \sigma_B / \sigma_T < 1,4; \quad (4)$$

$$[\sigma] = \frac{\sigma_T}{[S'_T]}, \quad [\tau] = \frac{\tau_T}{[S'_T]}, \quad (5)$$

тут $\tau_T = (0,5 \dots 0,6) \sigma_T$.

Згідно з фактичними навантаженнями у перетинах $M_{1,3\theta}$, $M_{2,3\theta}$ та T_3 обрахунок мінімально припустимих d_i^{min} (6) дозволяє визначити розрахункові контури вала (рис. 1, контур - -) з нормованою статичною міцністю з урахуванням рівня перевантажень – ψ

$$d'^{min}_{1,2} = 10^3 \sqrt{\frac{\Psi M_{1,2,3\theta}}{0,1[\sigma]}}, \quad d'^{min}_3 = 10^3 \sqrt{\frac{\Psi T_3}{0,2[\tau]}}. \quad (6)$$

Небезпечний перетин вала виявляється за умов (7) як такий, де різниця між орієнтовним та мінімальним діаметрами – Δ є найменшою

$$d_i^{op} - d_i^{min} = 2\Delta_i,$$

$$\Delta_{min} = f(\Delta_i).$$

Для подальших перевірних розрахунків проектні діаметри вала – d_i у перетинах визначаються за умов (8) з урахуванням вимог до опорних ділянок вала під підшипники, чисельного ряду R_{40} та наближення до мінімальних розмірів у небезпечному перетині вала

$$d_i = d_i^{op} - 2\Delta,$$

$$\Delta \leq \Delta_{min}.$$

Якщо за умов конструювання або техніко-економічних вимог вал потрібно виконати порожнистим, то після визначення діаметру у небезпечному перетині суцільного вала переход до порожнистого валу здійснюється за допомогою відносних параметрів за умов рівноміцності $W_c = W_n$ (рис. 2, a), а також за умови рівножорсткості $I_c = I_n$ для ділянок скручування та згинання (рис. 2, б). Це коефіцієнти:

$$- \text{порожнистості} \quad \varphi = \frac{d_0}{d_3};$$

тут d_o – діаметр отвору валу;

d_3 – зовнішній діаметр валу.

- відносного зовнішнього діаметра порожни-

стого валу $K_n = \frac{d_3}{d_c}$;

- відносного діаметра отвору порожнистого

валу $K_o = \frac{d_o}{d_c}$;

- відносної ваги порожнистого валу $K_G = \frac{G_n}{G_c}$,

де G_n – вага порожнистого вала;

G_c – вага суцільного вала.

Після визначення альтернативних параметрів порожнистого вала – внутрішнього – d_o та зовнішнього – d_3 діаметрів у небезпечному перетині

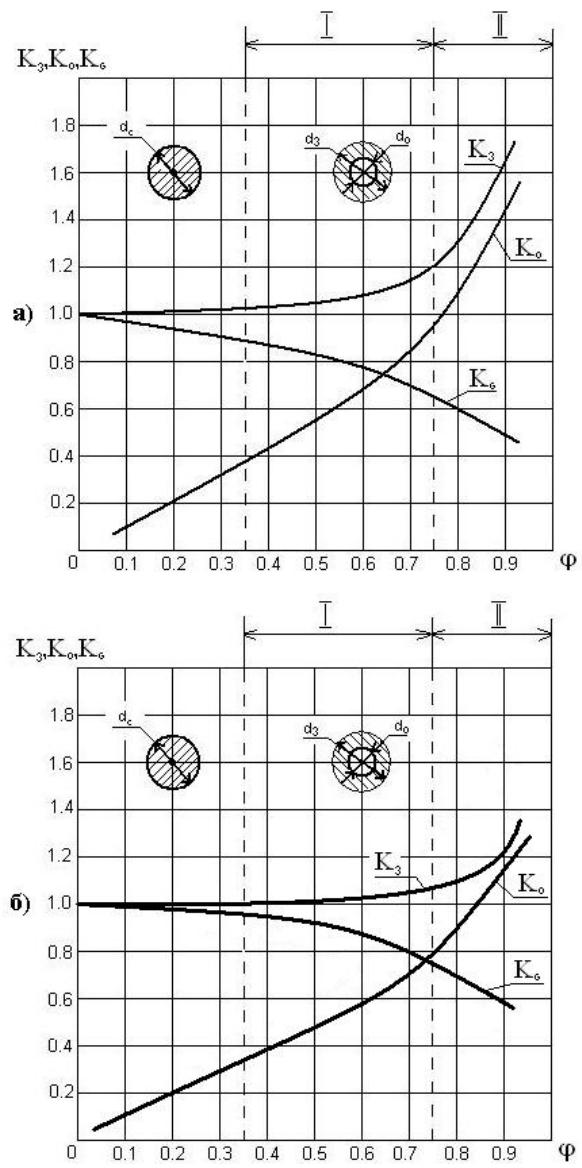


Рис. 2. Відносні параметри порожнистих валів з суцільними валами за умов однакових: міцності $W_a = W_c$ (a) та жорсткості $I_n = I_c$ (б)

подальше його конструктування відбувається, у більшості, за рахунок надання ступінчастої форми зовнішній поверхні відповідно умовам розміщення на валу інших деталей, при збереженні постійності внутрішнього діаметру на протязі усього вала.

Висновки

Запропонований варіант проектування суцільних та порожнистих валів забезпечує створення валів з нормованим запасом міцності у небезпечному перетині та мінімальним перевищеннем його в інших перетинах, що обумовлено технологічними умовами.

Застосування наведеного варіанту проектування дозволяє підвищити техніко-економічні показники валів та підвищити ефективність проектування за рахунок формалізації визначення небезпечної перетину вала та проектування у цілому.

Белый Е.Т. Особенности оптимизации проектирования валов

Рассмотрены особенности проектирования сплошных цельных и полых валов. Предложен вариант определения диаметров в опасном сечении вала, который обеспечивает запас прочности на уровне нормативного и в других сечениях с минимальным превышением нормативного запаса прочности, что позволяет повысить технико-экономические показатели конструкций и усовершенствовать процесс проектирования валов.

Ключевые слова: вал, диаметр, оптимизация, запас прочности, сечение, методика, расчет, напряжение, эпюра, момент кручения, момент изгиба.

Bily E. Different features of shaft designing

Different features of solid and hollow shafts designing are observed. The method to define diameters of dangerous and others cross sections of shaft in order to provide a sufficient margin of strength is offered. Cross section diameter definition is performed based on minimal exceeding of normative margin of strength. Thus this method considerably improves the shaft designing process.

Key words: shaft, diameter, optimization, strength margin, section, methodic, calculation, tension, diagram, torsional moment, bending moment.

Список літератури

1. Решетов Д. Н. Конструирование узлов и деталей машин / Д. Н. Решетов. – М. : Высш. шк., 1989. – 496 с.
2. Дунаев П. Ф. Конструирование узлов и деталей машин / П. Ф. Дунаев, О. П. Леликов. – М. : Академия, 2003. – 496 с.
3. Иванов М. Н. Конструирование узлов и деталей машин / М. Н. Иванов. – М. : Высш. шк., 2008. – 408 с.
4. Павлище В. Т. Основы конструирования та разрахунок деталей машин / В. Т. Павлище. – К. : Афіша, 2003. – 560 с.
5. Орлов П. И. Основы конструирования. Т. 1. / П. И. Орлов. – М. : Машиностроение, 1977. – 623 с. с ил.

Поступила в редакцию 29.04.2011

УДК 629.7.036:539.4

Канд. техн. наук А. В. Петров, В. В. Тихомиров, В. А. Хромов

ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

РАЦИОНАЛЬНЫЙ ВЫБОР ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ ПРИ РАСЧЕТЕ СОБСТВЕННЫХ ЧАСТОТ И ФОРМ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК АВИАЦИОННЫХ ГТД В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТИПА ЗАМКОВОГО СОЕДИНЕНИЯ

Проведен расчетно-экспериментальный анализ влияния вида граничных условий на собственные частоты и формы колебаний рабочих лопаток компрессора авиационных ГТД с замковыми соединениями трех типов – «двузубая елка», «ласточкин хвост» и «ласточкин хвост» кольцевого типа. Даны практические рекомендации по рациональному выбору граничных условий при проектировании лопаток с замковыми соединениями данных типов.

Ключевые слова: авиационный ГТД, рабочие лопатки компрессора, расчетно-экспериментальный анализ, собственная частота, форма колебаний, граничные условия, тип замкового соединения.

Введение

В настоящее время метод конечных элементов (МКЭ) широко используется для расчета статической и динамической прочности деталей авиационных газотурбинных двигателей (ГТД) [1–3]. В частности применение МКЭ для расчета на прочность лопаток ГТД позволяет с достаточной для практики точностью, получать расчетные распределения статических и динамических напряжений, деформаций, перемещений, а также частот и форм собственных колебаний с учетом особенностей геометрии деталей и реальной концентрации напряжений [3–5]. Однако применение конечно-элементных моделей требует их адаптации к конкретным инженерным задачам. Применительно к лопаткам ГТД данная адаптация включает в себя рациональный выбор следующих параметров [6, 7]:

- типа и формы конечных элементов;
- степени густоты конечно-элементной сетки;
- модели материала;
- модели нагружения;
- граничных условий.

Перечисленные выше факторы в различной степени влияют на точность получаемых результатов МКЭ, в частности вид накладываемых граничных условий может существенным образом оказывать влияние на спектр собственных частот и форм колебаний лопаток ГТД (значительное отличие собственных частот колебаний по одной форме, появление дополнительных форм колебаний и др.) [4, 5].

Знание точных расчетных значений собственных частот лопаток ГТД необходимо для их отстройки от опасных резонансов (т.е. резонансов с повышенным уровнем динамических напряже-

ний на максимальных частотах вращения ротора) при проектировании, что особенно актуально при отстройке высокочастотных форм колебаний, когда спектр собственных и возбуждающих частот достаточно плотный.

Постановка задачи исследования

Запрещение перемещений вдоль заданных степеней свободы – это единственный вид граничных условий в модальном анализе – анализе собственных частот и форм линейных колебаний. Эти граничные условия делают задачу линейной и позволяют выполнять расчеты достаточно быстро, что важно для оперативного выбора вариантов конструкции лопаток при проектировании.

На рис. 1 показаны два основных вида граничных условий, используемые в модальном анализе лопаток ГТД, которые прикладываются к рабочим поверхностям хвостовиков. Жесткая заделка запрещает перемещения по всем трем степеням свободы (для объемных конечных элементов), а симметричные граничные условия – вдоль нормали к прикладываемой поверхности.

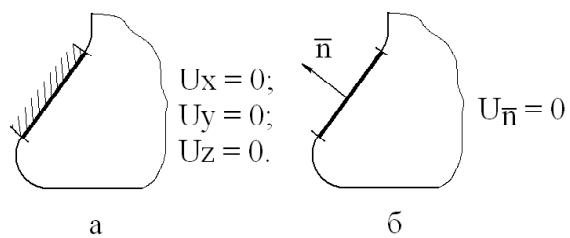


Рис. 1. Основные виды граничных условий, прикладываемых к рабочим поверхностям хвостовиков лопаток при расчете собственных частот и форм колебаний:
а – жесткая заделка; б – симметричные граничные условия

Однако описанные граничные условия не лишены недостатков, поскольку жесткая заделка может завышать расчетные собственные частоты по сравнению с действительными, а симметричные граничные условия запрещают перемещения вдоль нормали к рабочим поверхностям хвостовиков лопаток как вверх, так и вниз по отношению к данной поверхности, что также недостаточно точно моделирует работу замкового соединения лопатки с диском. Выходом из данного положения является моделирование контактного взаимодействия в соединениях лопаток.

Использование контактного взаимодействия в задачах динамики требует решения задачи нелинейных вынужденных колебаний [8], получение исходных данных для которой (нестационарные газовые силы, демпфирование и др.) связаны с определенными трудностями, а решение задач такого типа требует значительных вычислительных и временных затрат.

Для различных типов замковых соединений лопаток влияние граничных условий на собственные частоты и формы колебаний лопаток недостаточно исследовано. Поэтому определение влияния вида граничных условий на собственные частоты и формы колебаний лопаток ГТД для различных типов замковых соединений в рамках модального анализа является актуальной научной и практической задачей.

Целью данной работы является выработка практических рекомендаций по рациональному выбору граничных условий при расчетах собственных частот и форм колебаний лопаток авиационных ГТД в зависимости от типа замкового соединения.

Описание методики исследования

В данной работе приводится расчетно-экспериментальный анализ влияния вида граничных условий (жесткая заделка и симметричные граничные условия) на собственные частоты лопаток авиационных ГТД. Исследовались три основных типа замковых соединений, применяемых для рабочих лопаток компрессоров авиационных ГТД – «двузубая елка», «ласточкин хвост» и «ласточкин

хвост» кольцевого типа (рис. 2). Расчеты проведены по МКЭ в трехмерной постановке. Формы колебаний рассчитаны до 2-й крутильной, поскольку более высокие формы колебаний на двигателях либо не проявляются, либо имеют невысокий уровень напряжений, а отстройка этих форм от резонансов связана со значительными трудностями. Экспериментальные данные получены путем тензометрирования лопаток на работающем двигателе.

Анализ полученных результатов

Собственные частоты лопаток с исследуемыми типами замковых соединений без учета вращения представлены в табл. 1–3. Как видно из табл. 1–3, расхождение частот по некоторым формам в зависимости от типа применяемых граничных условий могут достигать значительных величин (до 25 %), кроме того, могут появляться новые формы.

Для анализа влияния граничных условий на собственные формы и частоты колебаний лопаток в рабочих условиях необходимо проводить сравнение расчетных частот с экспериментальными на резонансно-частотных диаграммах отдельно – для первой изгибной и для высокочастотных форм колебаний (рис. 3 и 4).

При колебаниях лопаток с замковым соединением типа «двузубая елка» по первой изгибной форме собственные частоты, полученные в расчете с симметричными граничными условиями, наилучшим образом согласуются с экспериментальными данными (рис. 3, а). Это, по всей видимости, объясняется тем, что данный вид граничных условий позволяет моделировать условия работы замкового соединения с четырьмя рабочими поверхностями более близко к реальному, чем жесткая заделка.

Как видно из рис. 3, б и 3, в, для лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» и «ласточкин хвост» кольцевого типа при относительно невысоких частотах вращения (до 50...60 % от максимальных) вид граничных условий не принципиален при расчете собственных частот первой изгибной формы, поскольку расчетные частоты, полученные при обоих видах граничных условий, находятся внутри экспериментального диапазона. Однако при приближении к максимальным значениям частоты вращения наблюдается тенденция к некоторому завышению расчетных частот по отношению к экспериментальным, при этом собственные частоты, полученные с использованием симметричных граничных условий ниже, чем с жесткой заделкой. Поэтому, в данном случае, рекомендуется использование симметричных граничных условий, собственные частоты при которых на максимальной частоте вращения лежат ближе к экспериментальному диапазону.

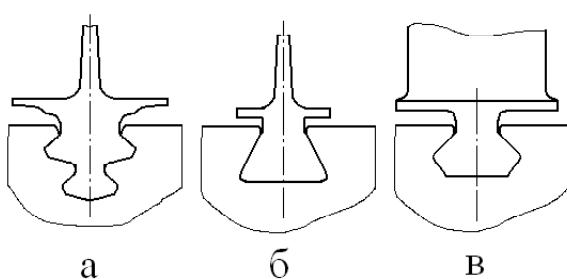


Рис. 2. Исследуемые типы замковых соединений лопаток:
а – «двузубая елка»; б – «ласточкин хвост»; в – «ласточкин хвост» кольцевого типа

Таблица 1 – Влияние граничных условий на собственные частоты лопаток с замковыми соединениями типа «двуузбая елка»

Форма колебаний	Собственная частота, Гц		Отличие, %
	Жесткая заделка	Симметрич. гр. условия	
1 изгибная	347	323	7,4
1 крутильная	1180	1076	9,7
1 крутильная (разновидность)	1540	1490	3,4
2 изгибная	2678	2443	9,6
Изгибо-крутильная	3376	3113	8,4
3 изгибная	3630	3434	5,7
2 изгибная + 1 крутильная	4832	4371	10,5
2 крутильная	5312	5154	3,1

Таблица 2 – Влияние граничных условий на собственные частоты лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост»

Форма колебаний	Собственная частота, Гц		Отличие, %
	Жесткая заделка	Симметрич. гр. условия	
1 изгибная	467	456	2,4
1 крутильная	1572	1514	3,8
1 крутильная (разновидность)	2040	1995	2,3
2 изгибная	3072	2454	25,2
Изгибо-крутильная	3975	3841	3,5
3 изгибная	4874	4810	1,3
2 изгибная + 1 крутильная	6637	6468	2,6
2 крутильная	7667	7569	1,3

Таблица 3 – Влияние граничных условий на собственные частоты лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» кольцевого типа

Форма колебаний	Собственная частота, Гц		Отличие, %
	Жесткая заделка	Симметрич. гр. условия	
1 изгибная	525	514	2,1
В плоскости максимальной жесткости	–	1494	–
1 крутильная	1795	1884	-4,7
1 крутильная (разновидность)	2178	–	–
2 изгибная	2936	2546	15,3
Изгибо-крутильная	4799	4697	2,1
3 изгибная	6214	5913	5,1
2 крутильная	7240	7196	0,6

Различия в расчетных значениях собственных частот из-за разных граничных условий в лопатках с замковыми соединениями типа «двуузбая елка» и «ласточкин хвост» кольцевого типа при колебаниях по высокочастотным формам практически совпадают с разбросом частот, полученных в эксперименте, или полностью перекрываются экспериментальным диапазоном (рис. 4, а и 4, б). Достаточно широкий разброс собственных частот высокочастотных форм колебаний лопаток может быть вызван их чувствительностью даже к небольшим технологическим отклонениям формы.

При расчете высокочастотных форм колебаний лопаток с хвостовиками типа «ласточкин хвост» большинство форм колебаний лучше согласуются с экспериментальными данными при использовании симметричных граничных условий (рис. 4, б).

Некоторые формы, полученные в расчете, не проявились в эксперименте на двигателе, что, вероятно, связано с отсутствием явного возбудителя или расположением тензодатчиков. В связи с этим, могут потребоваться дополнительные исследования по мере накопления экспериментальных данных.

Таким образом, при расчетах собственных частот лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» при колебаниях по высокочастотным формам колебаний целесообразно применять симметричные граничные условия, а для лопаток с замковыми соединениями типа «двуузбая елка» и «ласточкин хвост» кольцевого типа вид граничных условий не принципиален.

Описанные в работе лопатки с различными типами замковых соединений имеют примерно одинаковые геометрические характеристики. Как известно, влияние конструктивных факторов и технологических отклонений формы профиля в различной степени влияют на спектр собственных частот лопаток в зависимости от их размеров. Поэтому, проведение аналогичного анализа влияния вида граничных условий на собственные частоты и формы лопаток с различными типами замковых соединений в зависимости от масштабного фактора является перспективой дальнейших исследований.

Выводы

- При расчетах собственных частот и форм лопаток с замковыми соединениями типа «двуузбая елка», «ласточкин хвост» и «ласточкин хвост» кольцевого типа при колебаниях по первой изгибной форме целесообразно применение симметричных граничных условий.

- Вид применяемых граничных условий не принципиален при расчете высокочастотных собственных форм колебаний лопаток с замковыми соединениями типа «двуузбая елка» и «ласточкин хвост» кольцевого типа.

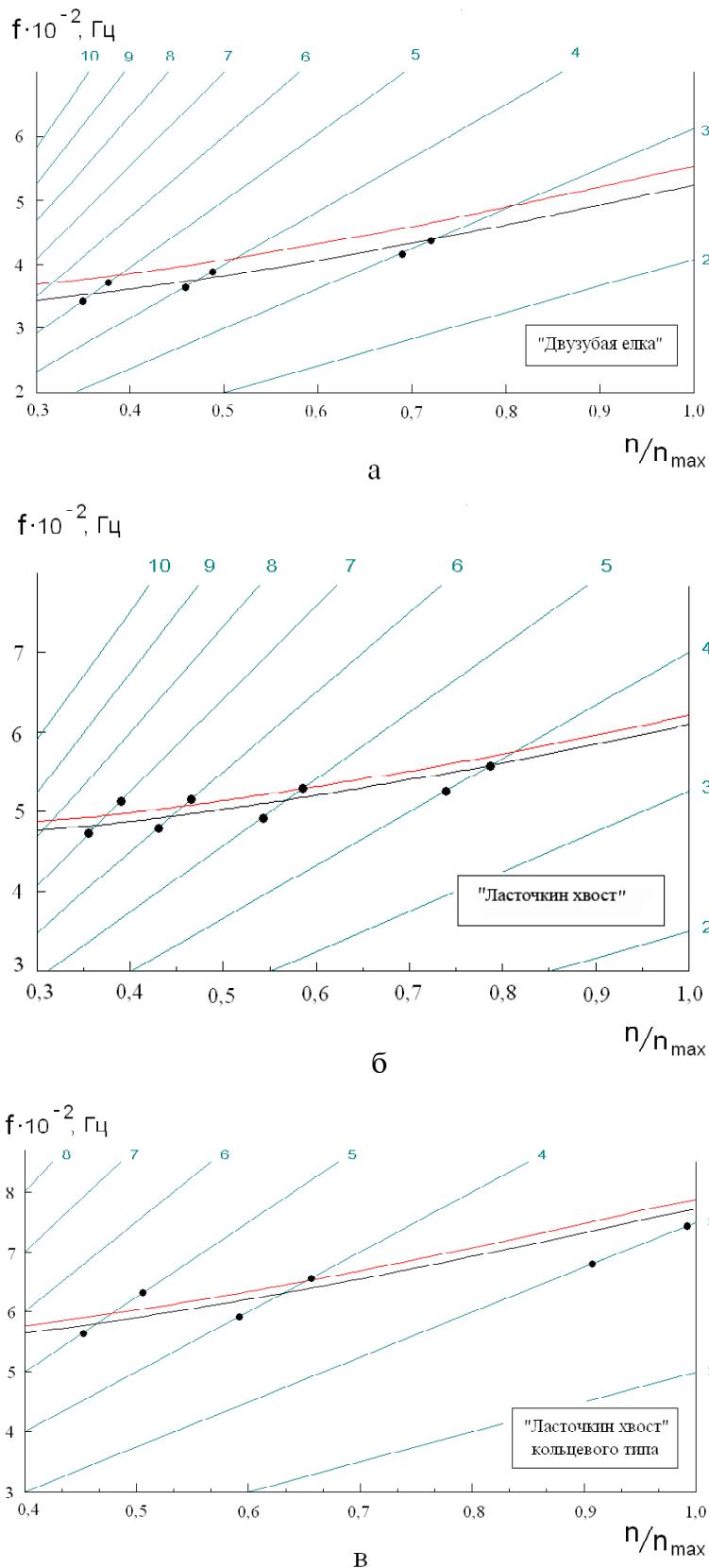


Рис. 3. Резонансно-частотные диаграммы лопаток при колебаниях по 1 изгибной форме с исследуемыми типами замковых соединений и граничных условий: а — «дву зубая елка»; б — «ласточкин хвост»; в — «ласточкин хвост» кольцевого типа; — жесткая заделка; — — симметричные граничные условия; • — эксперимент

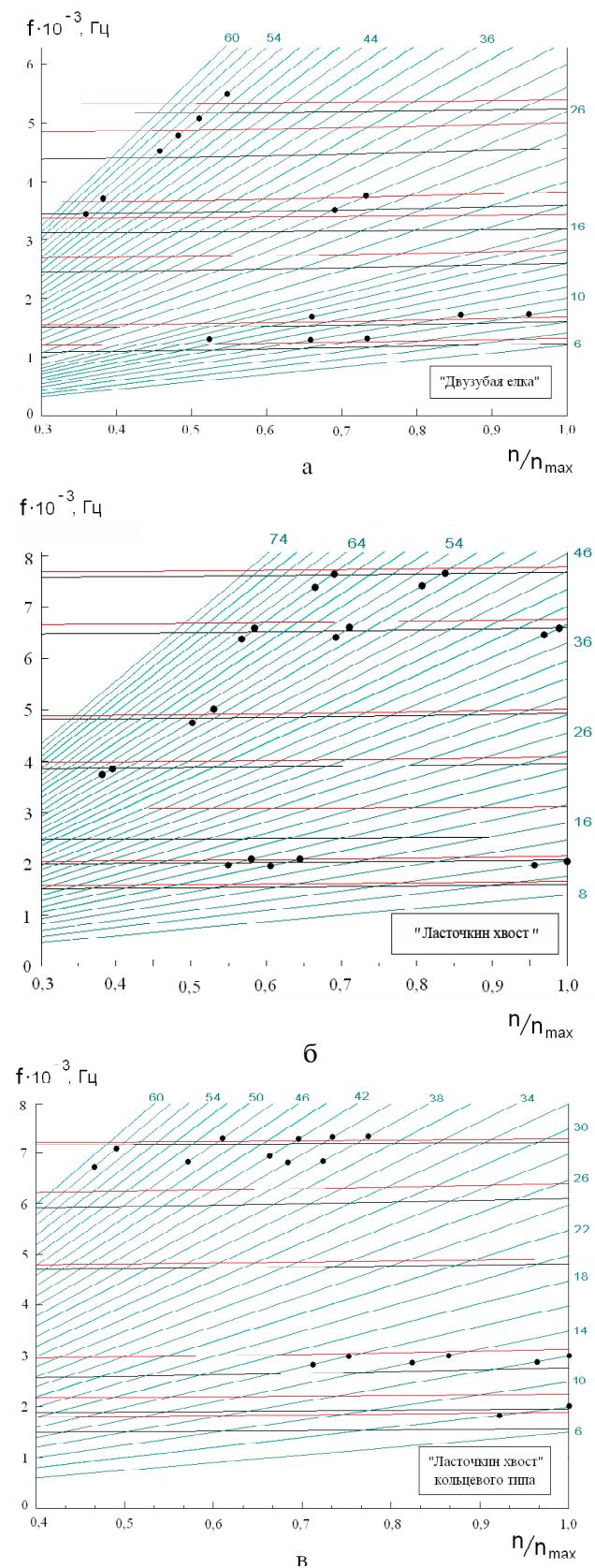


Рис. 4. Резонансно-частотные диаграммы лопаток при колебаниях по высокочастотным формам с исследуемыми типами замковых соединений и граничных условий: *a* — «двузубая елка»; *б* — «ласточкин хвост»; *в* — «ласточкин хвост» кольцевого типа; — жесткая заделка; — симметричные граничные условия; • — эксперимент

3. Расчет высокочастотных собственных форм колебаний лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» рекомендуется проводить с симметричными граничными условиями.

4. Для уточнения данных по некоторым формам колебаний, не проявившихся в эксперименте, могут потребоваться дополнительные исследования.

5. Определение влияния масштабного фактора на спектр собственных частот лопаток в зависимости от вида граничных условий и типа замкового соединения является перспективой дальнейших исследований.

Список литературы

1. Муравченко Ф. М. Об особенностях прочностной доводки современных АГТД на заданный ресурс / Муравченко Ф. М., Шереметьев А. В. // Авиационно-космическая техника и технология : сб. научн. тр. – Харьков : – Харьковский гос. аэрокосмич. ун-т, 1999. – Вып. 9. Тепловые двигатели и энергоустановки. – С. 5–9.
2. Писаренко Г. С. Вопросы моделирования колебаний лопаток турбомашин / Писаренко Г. С., Воробьев Ю. С. // Проблемы прочности. – 2000. – № 5. – С. 122–126.
3. Воробьев Ю. С. Использование трехмерных конечно-элементных моделей при исследовании динамики рабочих колес осевых тур-
- бомашин / Воробьев Ю. С., Канило С. П., Никулина Е. И. // Динамика роторных систем : сб. тр. междунар. конф. – Каменец-Подольский, 1996. – С. 104–105.
4. Борискин О. Ф. Конечно-элементный анализ колебаний машин / Борискин О.Ф., Кулибаба В.В., Репецкий О.В. – Иркутск : Изд-во Иркут. ун-та, 1989 – 144 с.
5. Анализ колебаний турбинного лопаточного аппарата на основе трехмерных моделей / [Воробьев Ю. С., Янецки С., Тишковец Е. В., Канило С. П.] // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – № 4(20). – С. 19–23.
6. Шереметьев А. В. Выбор необходимых параметров конечно-элементных сеток при расчетах на прочность лопаток авиадвигателей / Шереметьев А. В., Петров А. В. // Авиационно-космическая техника и технология. – 2004. – № 7(15). – С. 114–118.
7. Beisheim J. R. On the Three-Dimensional Finite Element Analysis of Dovetail Attachments / J. R. Beisheim, G. B. Sinclair // Journal of Turbomachinery. – 2003. – Vol. 125, N 2. – P. 372–379.
8. On Forced Vibration of Shrouded Turbine Blades / [Szwedowicz J., Sextro W., Visser R., Masserey P.A.] // Proceedings of ASME Turbo Expo, GT-2003-38808.

Поступила в редакцию 18.05.2011

Петров О.В., Тихомиров В.В., Хромов В.А. Раціональний вибір граничних умов при розрахунку власних частот і форм коливань лопаток авіаційних ГТД в залежності від типу замкового з'єднання

Проведено розрахунково-експериментальний аналіз впливу виду граничних умов на власні частоти і форми коливань робочих лопаток компресора авіаційних ГТД з замковими з'єднаннями трьох типів – «двозуба ялинка», «ластівчин хвіст» та «ластівчин хвіст» кільцевого типу. Дано практичні рекомендації по раціональному вибору граничних умов при проектуванні лопаток з замковими з'єднаннями даних типів.

Ключові слова: авіаційний ГТД, робочі лопатки компресора, розрахунково-експериментальний аналіз, власна частота, форма коливань, граничні умови, тип замкового з'єднання

Petrov A., Tichomirov V., Chromov V. Rational choice of boundary conditions at calculation of natural frequencies and mode shapes of aircraft GTE's blade depending on blade-disk joint type

The experiment-calculated analysis of influence of a kind of boundary conditions on natural frequencies and mode shapes of aircraft GTE's compressor blades with blade-disk joints of three types – «two-teeth fir-tree», «dovetail» attachment and ring-type «dovetail» is carried out. Practical recommendations at a rational choice of boundary conditions at designing of blade with blade-disk joints of these types are given.

Key words: aircraft GTE, compressor blades, experiment-calculated analysis, natural frequency, mode shape, boundary conditions, blade-disk joint type.

УДК 621.43.056+519.6

Канд. техн. наук Д. А. Долматов

Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

ВЛИЯНИЕ КОНЦЕНТРАЦИЙ СВОБОДНЫХ РАДИКАЛОВ НА СКОРОСТЬ ПРОИЗВОДСТВА – РАСХОДОВАНИЯ КОМПОНЕНТ МЕТАНО-ВОЗДУШНОГО ПЛАМЕНИ

Статья посвящена исследованию влияния концентраций свободных радикалов на скорость производства-расходования формальдегида в высокотемпературных зонах стехиометрических и богатых метано-воздушных пламен. Рассмотрен механизм формирования CH_2O при вариационном составе сопряженных углеводородных компонент, изучена зависимость скорости производства-расходования от присутствия в реакционной зоне важнейших эмиссионных составляющих (оксида азота NO иmonoокси углерода CO). Показаны особенности поведения скорости образования-распада при различных начальных составах смеси и эффективных температурах реакционной зоны.

Ключевые слова: генеральный баланс, концентрация, скорость производства-расходования, свободный радикал.

Введение и постановка задачи

Для реакций горения (в особенности – средних и тяжелых углеводородов) характерно значительное число реакций генерации и расходования промежуточных (и основных) компонент, исключающее простые аналитические пути исследования влияния граничных условий на процесс горения. Вместе с тем крайне информативным методом исследования и прогнозирования характеристик пламени является анализ баланса производства-расхода (БПР) характерных компонент – как для постановки задачи практического исследования, так и с точки зрения разработки механизмов фильтрации генеральных балансов [1, 2, 3]. Поскольку любая реакция (кроме необратимых мономолекулярных) подразумевает участие нескольких реагентов, БПР каждого вещества, помимо общей оценки числа каналов позволит выявить взаимосвязь между концентрациями веществ. Процессы в проточных камерах сгорания весьма значительно отличаются от реакторных – как в силу наличия дополнительных источников производства и расхода компонент, помимо химических реакций (диффузия и движение газа), так и по причине более сложного процесса горения [4]. В настоящее время при моделировании горения углеводородного топлива невозможно выделить одинарную скорость определяющую реакцию, даже при условии медленного начального расщепления молекул топлива, т.к. производство всех компонент является функцией очень большого числа переменных и представляет собой многосвязный физический процесс, зависящий от пространственного распределения концентраций реагентов. В особенности

это относится к медленным реакциям с участием гидроксильных и кислородных радикалов, т.е. частиц, задействованных в наибольшем количестве реакций и притом сильно зависящих от температуры среды [2, 3, 5].

Одной из первоочередных задач современной физической химии углеводородных пламен является изучение поведения концентрации и скорости образования – распада формальдегида CH_2O и его возбужденных изомеров – т. е., веществ, оказывающих значительное влияние на формирование фронта пламени и скорость горения [1, 6]. Хотя CH_2O вовлечен в относительно небольшое (по сравнению с OH , O , H и др.) число реакций (14 прямых и 11 обратных реакций образования, соответственно 11 прямых и 14 обратных реакций распада, [1]), прямое экстремальное исследование функции скорости v_{Σ} (см. формулу (1)) невозможно в силу очень большого числа переменных – как независимых, так и связанных в силу особенностей их производства из исходного топлива [7].

С точки зрения удобства анализа результатов расчета скоростей реакции и квазиравновесных концентраций CH_2O наилучшим решением является изучение как функции двух переменных при различном содержании компонент, оказывающих принципиальное воздействие на БПР – в первую очередь, влияющих на смену скорость определяющего базиса. Уравнения взаимосвязи для сопряженных компонент задаются в соответствии с полуэмпирическими зависимостями и данными аналитических исследований структуры реагирующих смесей [7, 8]. В целях упрощения методики анализа баланса принимается

допущение о постоянстве концентраций всех участвующих в интересующих нас реакциях веществ в моделируемой части реактора (нивелирование криптонестационарных эффектов, связанных с выработкой или перепроизводством реагента, производится по методу установления псевдоравновесной концентрации) и общей стационарности процесса. Концентрация обобщенной частицы среды $[M^*]$ рассчитывается по уравнению для метановых пламен, не содержащих соединений с углеродным числом 2 и больше [1], что вполне оправдано для математических моделей, не учитывающих механизм сажеобразования.

В уравнении (1) для удобства записи и в силу отсутствия моделирования собственно течения используются равновесные значения концентраций компонент (см. выше).

В качестве переменных исследования в настоящей работе выбраны следующие величины: эффективная температура реагирующей смеси T (в диапазоне от 1500 до 2223 К; локальный заброс температуры для богатых смесей не учитывается в силу малого влияния на процесс); стартовый коэффициент избытка воздуха α (от 0,7 до 1,0); концентрации: атомарного кислорода О (здесь и далее – осреднение параметров для спектра возбужденных состояний по нормальному

вероятностному распределению частиц по энергиям и для заданной эффективной температуры [9, 12]); гидроксила OH; атомарного водорода H (значимые концентрации только для $T > 1800$ К); радикала HO_2 ; атомарного азота N (суммарное оксидание для комплексного механизма); оксида азота IV NO_2 (скорость термического распада полагается достаточно низкой для участия в реакции генерации CH_2O); суммарной концентрации кислородных соединений азота NO_x (оказывают влияние в силу сопряженности с гидратными и метильными радикалами); суммарной концентрации циановых радикалов CN (сопряжены с метильными и карбоксильными радикалами и частицами); угарного газа CO (все метастабильные состояния). Уровень пороговых концентраций всех компонент выбран в соответствии с экспериментальными данными ЛИФ-спектроскопии и других методов исследования метановых пламен.

Моделирование БПР

На рис. 1–3 представлены зависимости v_Σ от важнейших параметров в высокотемпературных зонах. Наиболее важным результатом численного исследования суммарной скорости реакции производства-расходования формальдегида в высо-

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial c_{CH_2O}}{\partial t} = & 3,3 \times 10^{11} [CH_3][O] + 3,3 \times 10^{11} \cdot e^{-4498/T} [CH_3][O_2] + \\
 & + 3,8 \times 10^{12} \cdot e^{385/T} [CH][H_2O] + 3,8 \times 10^{13} [CHO][CHO] + \\
 & + 5 \times 10^{13} \cdot e^{-12629/T} [CH_3O][M^*] + 1,8 \times 10^{13} [CH_3O][H] + \\
 & + 4 \times 10^{10} \cdot e^{-1070/T} [CH_3O][O_2] + 1,4 \times 10^{12} [CH_3O][O] + \\
 & + 5 \times 10^{13} \cdot e^{-12629/T} [CH_2OH][M^*] + 3 \times 10^{13} \cdot [CH_2OH][H] + \\
 & + 1 \times 10^{13} \cdot e^{-3608/T} [CH_2OH][O_2] + 5,9 \times 10^{13} [NO_2][^2CH_3] + \\
 & + 2,3 \times 10^{13} \cdot e^{5761/T} [CH_3O_2H][CHO] + 1,8 \times 10^{12} [CH_3O_2]^2 - \\
 & - 2,3 \cdot 10^{10} T^{1,05} \cdot e^{1648/T} [CH_2O][H] - 4,15 \cdot 10^{11} T^{0,57} \cdot e^{1395/T} [CH_2O][O] - \\
 & - 3 \cdot 10^{12} \cdot e^{6579/T} [CH_2O][HO_2] - 10^{11} \cdot e^{3067/T} [CH_2O][CH_3] - \\
 & - 3,4 \cdot 10^9 T^{1,2} e^{-229/T} [CH_2O][OH] - 1,76 \cdot 10^{11} \cdot T^{0,1} e^{10630/T} [CH_2O][N_2] - \\
 & - 6 \cdot 10^{13} \cdot e^{20570/T} [CH_2O][O_2] - 3 \cdot 10^{13} e^{48140-5165/T} [CH_2O][CH_3O_2] - \\
 & - 2 \cdot 6 \cdot 10^{11} \cdot e^{1660/T} [CH_2O][CH_3O] - 8,3 \cdot 10^{12} \cdot e^{22730/T} [CH_2O][N_2] - \\
 & - 5,6 \cdot 10^{10} \cdot e^{12170/T} [CH_2O][N][M^*] - 3,8 \times 10^{13} \cdot e^{-1,11-298/T} [CH_2O][CO] - \\
 & - 7,25 \cdot 10^{12} T^{0,5} \cdot e^{4330/T} [CH_2O][N]. \tag{1}
 \end{aligned}$$

котемпературной зоне следует признать высокие отрицательные значения практически для всего спектра концентраций основных реагентов и диапазона эффективных температур горения, а также начального состава смеси (за исключением участков, обогащенных гидроксильными и другими водородсодержащими радикалами при отсутствии моноокиси углерода и нерасщепленном азоте, см. рис. 1). Разумеется, для представленных на рис. 1–3 данных в качестве параметра α выбран начальный коэффициент избытка воздуха, поскольку для высокотемпературных зон при горении затопленной струи значения менее 1, во-первых, мало свойственны; во-вторых – чреваты развитием богатого срыва пламени. Кроме того, определение действительного коэффициента избытка воздуха для большинства высокотемператур-

ных зон затруднительно, а для поздних сечений – не имеет физического смысла в силу отсутствия в потоке молекул метана. Таким образом, для участков ламинарного пламени с высокой температурой характерно весьма быстрое разложение наличного формальдегида и, очевидно, затрудненность производства нового.

Бедные пламена в настоящей работе не рассматриваются в силу значительных отличий в уравнениях взаимосвязи концентраций сопряженных реагентов [11]. Кроме того, при горении обедненной метано-воздушной смеси резко падает вклад ряда важных компонент, влияющих как на уровень эмиссии, так и на скорость расходования CH_2O и, в конечном итоге, на термодинамический эффект – в частности, циановых производных и низших метильных радикалов.

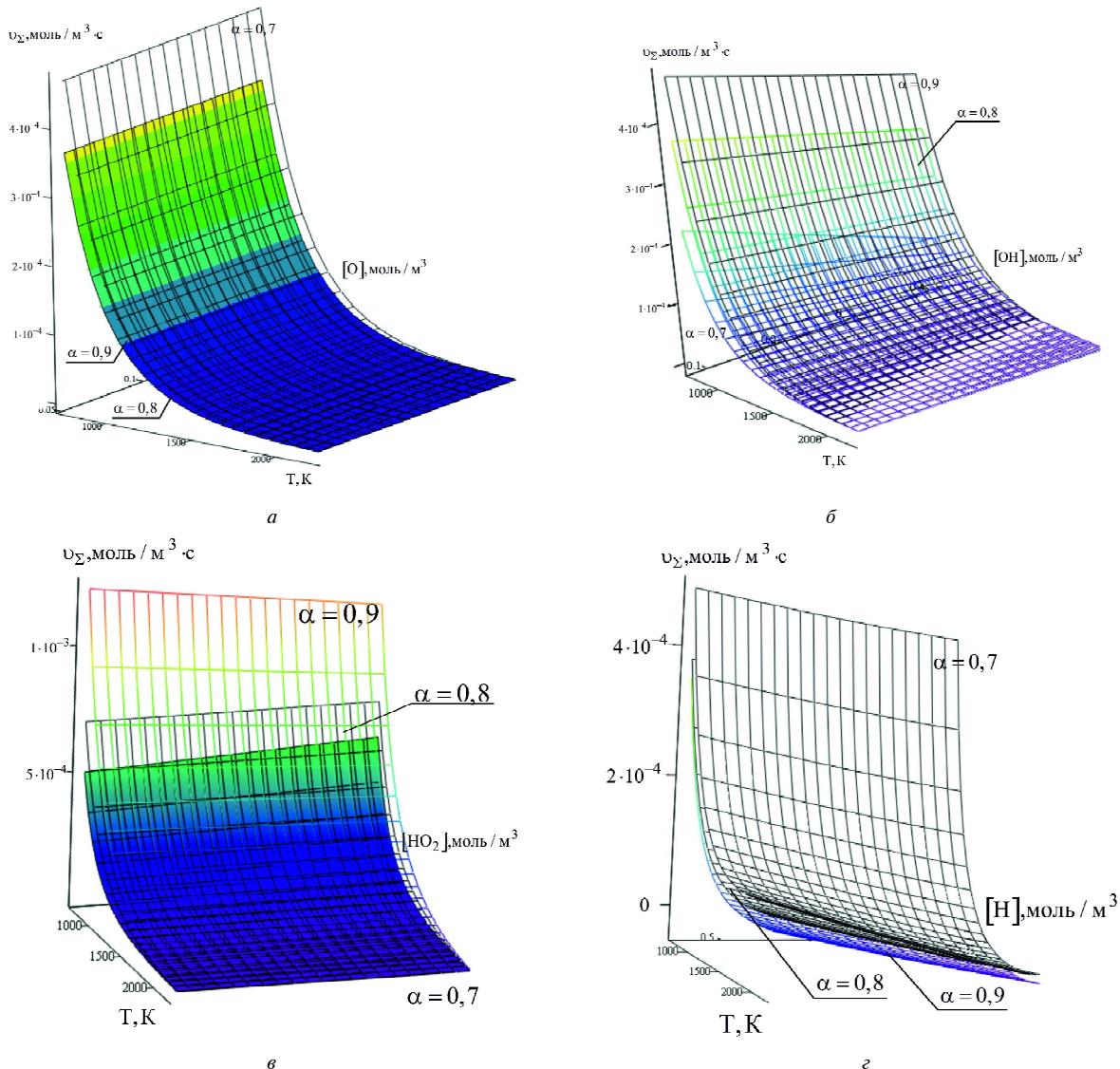


Рис. 1. Влияние концентраций свободных радикалов *а)* О; *б)* OH; *в)* HO₂; *г)* H на суммарную скорость производства-расходования CH₂O при высоких температурах

Константы скоростей обратных реакций найдены при помощи функции Гельмгольца $\Delta_j \bar{A}^0$ для обратимой j -й реакции:

$$k_{-j} = k_j e^{\frac{\Delta_j \bar{A}^0}{R_y T}}, \quad (2)$$

где k_j — константа скорости прямой реакции;

R_y — универсальная газовая постоянная.

Формальные значения скорости производства — расходования, соответствующие криптонестационарным процессам, преобразованы к действительному числу событий химических реакций в единицу времени [10], поверхности реакции не учитываются. Зона высоких концентраций Н и N при низких температурах физического значения не имеет, приведена для сравнения (рис. 1, 3). Расчет термодинамического выхода реакций не производился (фиксированная температура среды).

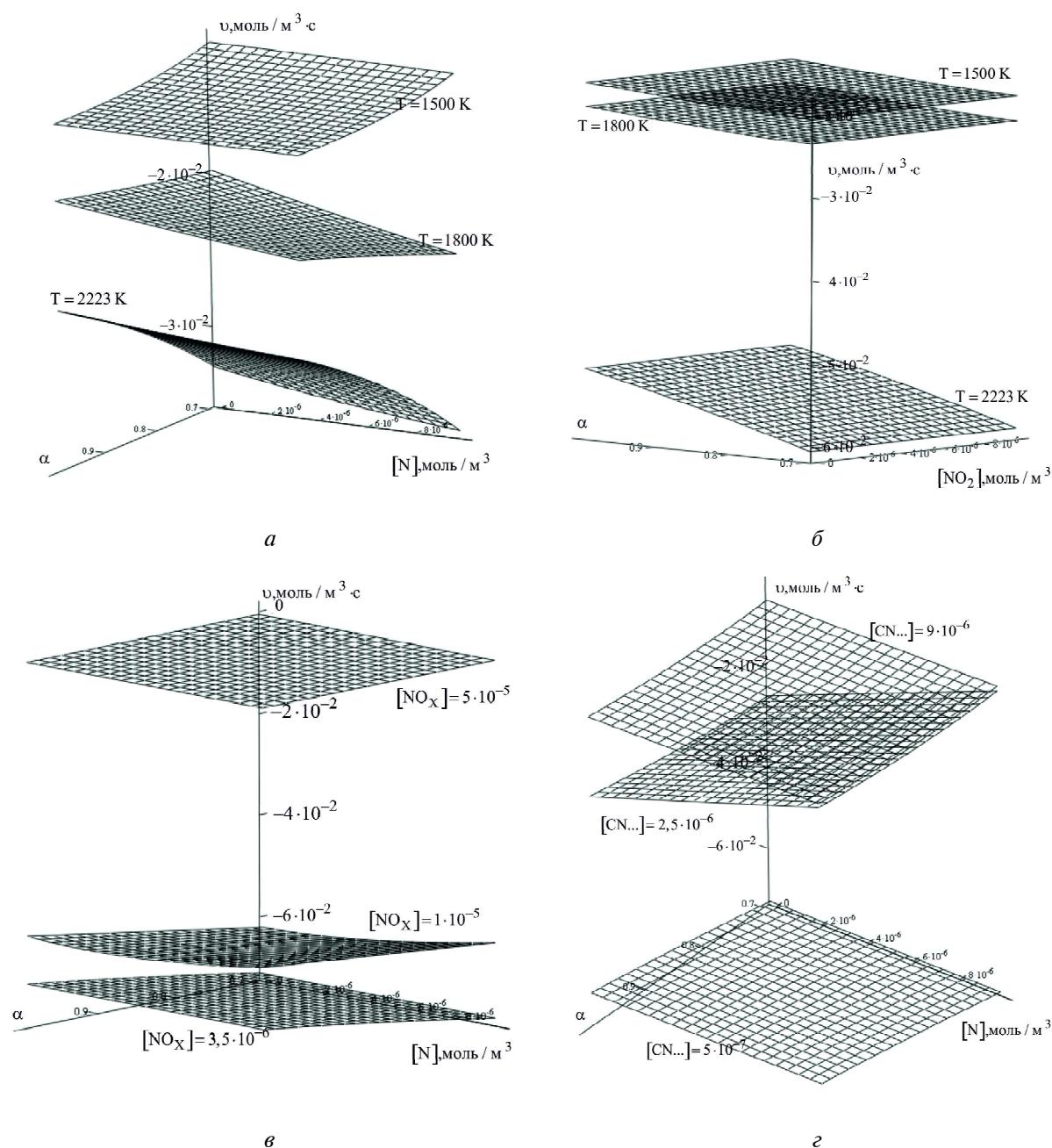


Рис. 2. Влияние степени расщепления азота на суммарную скорость производства-расходования

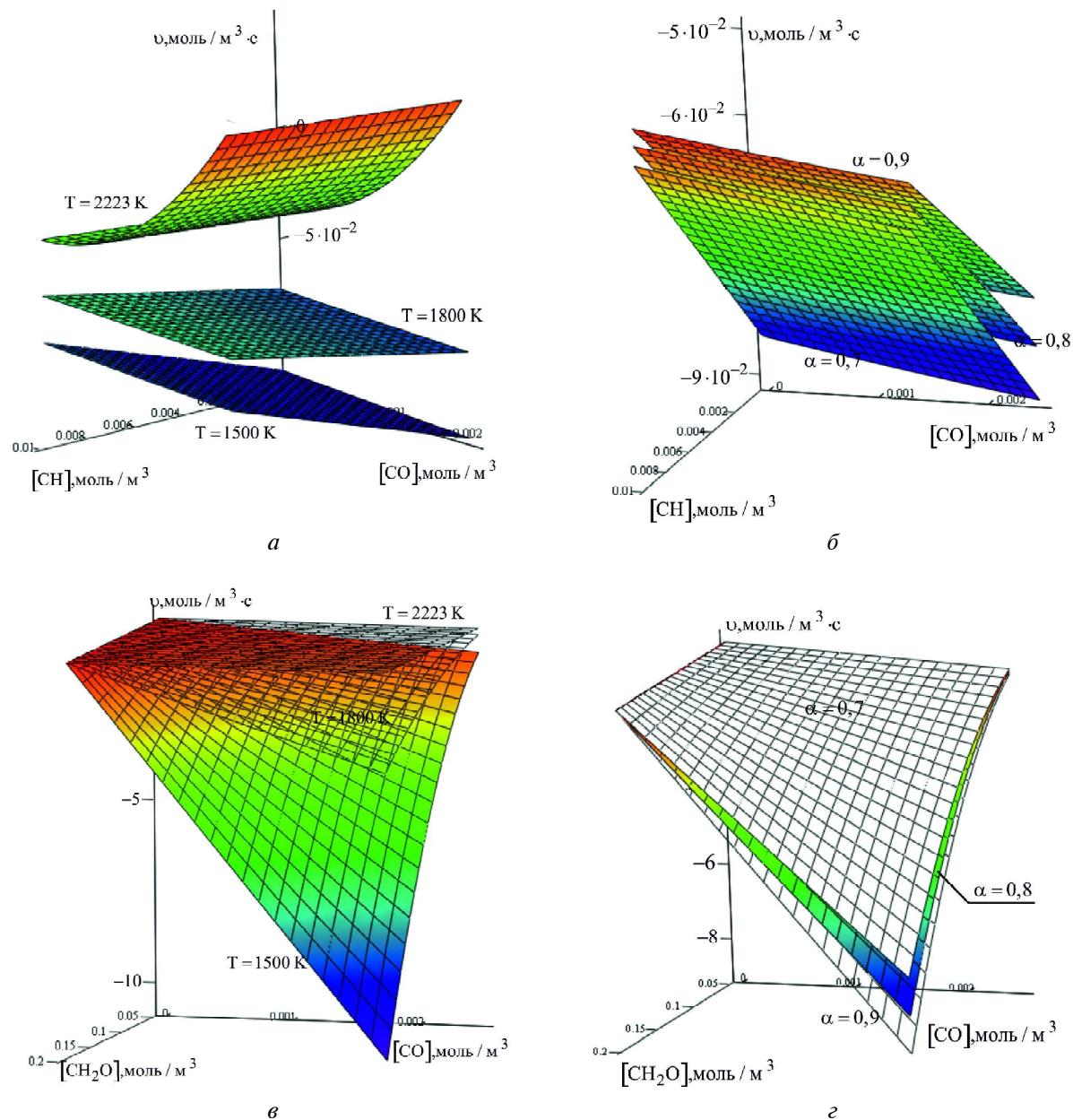


Рис. 3. Влияние концентраций СО в богатых зонах горения на скорость БПР

Анализ результатов

Для высокотемпературных зон с превалированием механизмов расщепления остаточных карбоновых радикалов и гидроксил-кислородных рекомбинационных процессов над азотными реакциями характерно крайне низкое (менее 10 ppm) содержание NO_x и вариационное – СО. В целом, согласно данным экспериментальных исследований, концентрация СО может варьироваться в довольно широких пределах с тенденцией к повышению при росте α (как начального значения, так и фактического в рассматриваемой зоне горения). Вместе с тем достоверно установлено, что содержание моноокси углерода является функцией нескольких переменных и взаимосвязано с

концентрацией некоторых других веществ как выше по потоку, так и в рассматриваемой точке. В работе, помимо непосредственного исследования влияния концентрационной чувствительности по независимой переменной, использованы два основных подхода к заданию величины $[CO]$ при моделировании кинетики БПР: не превышающее $3 \cdot 10^{-6} \text{ моль}/\text{м}^3$ фиксированное значение (применяется для изучения особенностей протекания реакций в следовой высокотемпературной зоне с повышенным содержанием кислорода, рис. 1) и динамически взаимосвязанное с суммарной концентрацией CH_x и фактическим значением коэффициента $\bar{\alpha}$ (вычисляется по БПР

СО, [11]; релевантно для большинства высокотемпературных зон с большим числом одновременно протекающих элементарных реакций, текущая величина α определяется по суммарной концентрации метильных радикалов и метана).

Согласно данным исследований химического состава углеводородных пламен, при температурах ниже 1500–1600 К мольные доли гидроксильных и кислородных радикалов не превышают 1–1,5 %, т. е. значения скорости производства–расходования на левых участках соответствующих графиков (рис. 1, *a*, *b*) носят чисто иллюстрационный характер в силу отсутствия в реальных пламенах условий для их реализации. Вместе с тем стохастические методы исследования молекулярных преобразований показывают весьма точное соответствие опыту приведенных результатов расчета суммарной скорости для участков пламен с параметрами: $\alpha = 0,8$, $T = 1950$ К; $\alpha = 0,8$, $T = 2150$ К; $\alpha = 0,9$, $T = 1800$ К. Наибольшая погрешность рассчитанных скоростей не превышает 1,08 %.

Как нетрудно видеть из рис. 1, рост температуры отрицательно оказывается на скорости производства CH_2O при сдвигнутом вправо суммарном балансе вне зависимости от начального значения α , при этом концентрация атомарного кислорода практически не оказывает влияния на процесс (рис. 1, *a*). Рост концентрации гидроксильных радикалов слабо влияет на БПР при близких к стехиометрии начальных значениях α , но для обогащенных смесей заметно снижает скорость производства в сравнительно холодной зоне, что вполне соответствует увеличению вклада механизма гидроксильной атаки в расщепление CH_2O (рис. 1, *b*). Большинство высокотемпературных зон достаточно богаты радикалом HO_2 , несколько увеличивающим содержание формальдегида в смеси, но при этом, согласно данным некоторых исследований, при увеличении содержания HO_2 в смеси до значений выше $6 \cdot 10^{-3}$ моль/л, свойственных диффузионным пламенам с высокой температурой и низкой скоростью горения, чувствительность общего процесса горения относительно БПР CH_2O резко снижается вследствие смены доминирующего механизма окисления и увеличения калорического вклада прочих веществ в формирование температурного поля. В связи с этим при определении влияния HO_2 на v_Σ (рис. 1, *c*) применялась методика демпфирования потенциалов [8], уменьшающая вклад производства CH_2O по обратным реакциям, что при $\alpha = 0,9$ приводит к уменьшению скорости производства с ростом $[\text{HO}_2]$. Наконец, рост содержания атомарного водорода (преимущественно в возбужденных состояниях с ярко выраженным потенциальным скачком уровня) ингибирует образование CH_2O во всем возможном диапазоне значений концентраций других радикалов (рис. 1, *c*).

Немалый интерес представляет зависимость v_Σ от совместного воздействия NO_X и N при различных α . На рис. 2, *a* показано влияние воздействия NO_X и N в диапазоне концентраций оксидов азота, соответствующих содержанию от 15 до 100 ppm (при различном давлении); во всех расчетных случаях принято $T = 1950$ К. Оказывается, что при сравнительно малых концентрациях NO_X наблюдается вполне тривиальная, слабо выраженная зависимость скорости распада от концентрации атомарного азота (при этом значения v_Σ выше свойственных значений в бензоксидной зоне на 30–65 %, см. рис. 2, *a*). Однако при значениях концентраций $\text{NO}_X 5 \cdot 10^{-6}$ моль/м³ и выше, наблюдается частичное химическое равновесие производства–распада CH_2O практически во всем диапазоне начальных составов и содержания N. Объясняется это повышенной конкурентностью оксидов, при достаточной концентрации, по вступлению в реакции с атомарным азотом, чье сродство к образованию гомогенных связей значительно выше сродства к формированию ковалентных связей N–H и N–O. В то же время, при низком содержании NO_X в смеси значения функции плотности вероятности реализации преимущества для образования сложных оксидов на три – четыре порядка ниже вероятности атаки на формальдегидную частицу, что и приводит к ярко выраженному неравновесному характеру БПР. При отсутствии же в смеси какого-либо из компонент (N либо NO_X) в достаточных количествах реализация компенсаторного механизма невозможна.

Частично ингибитируют реакцию распада CH_2O и цианистые радикалы, что хорошо видно на рис. 2, *c*. При этом следует отметить, что при высоком содержании данных веществ в смеси (редко наблюдаемом в диффузионных пламенах) имеет место дополнительное ингибирование реакции, но равновесность процесса при этом, в отличии от богатых оксидами азота смесей, не достигается.

На рис. 3 показан характер влияния содержания важного (как с кинетической, так и с эмиссионной точки зрения) компонента смеси – углеродного газа CO и его морфологических аналогов различной степени возбужденности связей – на БПР. Анализу подвергнута зависимость совместного воздействия концентраций CH и CO (рис. 3, *a*, *b*) и CH_2O и CO (рис. 3, *c*, *d*). Следует отметить, что все три компонента являются взаимосвязанными со степенью связи свыше 5, и поэтому в качестве замыкающего уравнения при определении концентраций реагентов использовалось уравнение взаимосвязи с полуэмпирическими коэффициентами. Хотя в целом рост [CO] приводит к катализации распада формальдегида

(рис. 3, б–г), но для стехиометрического пламени может наблюдаться обратный эффект, при чем характер зависимости $v_{\Sigma} = f([CO])$ нелинейен (рис. 3, а, верхний график). Природа данного явления подлежит дальнейшему изучению.

В целом анализ БПР CH_2O позволил выявить некоторые важные особенности процесса:

- 1) обнаружен диапазон концентраций N и NO_X , при котором процесс при 1900 К равновесен относительно CH_2O , что позволяет решить ряд проблем, связанных как постановкой граничных/начальных условий при описании горения, так и с исследованием структуры пламен в целом без применения вероятностных функций;
- 2) влияние отдельных веществ, в особенности – с взаимосвязанными концентрациями, нелинейно и может инвертироваться в зависимости от свойств процесса горения.

Список литературы

1. Варнатц Ю. Физические и химические аспекты, моделирование, эксперименты, образование загрязняющих веществ / Ю. Варнатц, У. Маас, Р. Дибл. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. – 352 с.
2. Долматов Д. А. Неполные кинетические цепи в методе генерального баланса при моделировании горения / Д. А. Долматов // Вестник двигателестроения. – 2010. – № 1. – С. 21–25.
3. Components, formulations, solutions, evaluations and application of comprehensive combustion models / A. M. Eaton, L. D. Smooth, S. C. Hill, C. N. Eatough // Progress in Energy and Combustion science, 1999. – P. 387–436.
4. A. Yen Lin Fundamental aspects of combustion / A. Yen Lin, F. A. Williams. – Oxford University Press, Oxford, 1993. – 840 p.
5. Warnatz J. Rate coefficients in the C-H-O system / J. Warnatz // Combustion Chemistry, W.C. Gardiner (ed.), Springer-Verlag, NY, 1984. – P. 173–197.
6. Щетинков Е. С. Физика горения газов / Е. С. Щетинков. – М. : Наука, 1965. – 740 с.
7. Jones W. P. Global reaction schemes for hydrocarbon combustion / W. P. Jones, R. P. Lindstedt // Combustion and Flame, 1988. – Vol. 73. – P. 233–242.
8. Sensitivity analysis in chemical kinetic / [M.A. Kramer, H. Rabitz, J.M. Calo, R.J. Kee] // International J. of chem. Kinetics, 1984. – Vol. 16. – P. 559–578.
9. Non-equilibrium vibrational distribution and transport coefficients of $\text{N}_2(v)$ – N mixtures / [D. Bruno, M. Capitelli, E. Kustova, E. Nagnibeda] // Chem. Physics Letters, 1999. – Vol. 308. – P. 463–472.
10. Varghese P.L. Non-equilibrium chemistry models for shock-heated gases / P. L. Varghese, D.A. Gonzales // In M. Capitelli, editor, Molecular Physics and Hypersonic Flows. Kluwer Acad. Publishers, Netherlands, 1996.
11. Transfer of vibrational energy to electronic excited states and vibration enhanced carbon production in optically excited V-V pumped CO / [H.L. Wallaart, B. Piard, M.-Y. Perrin, J.-P. Martin] // Chemical Physics, 1995. – Vol. 196. – P. 149–169.
12. LEEDS – Reaction Kinetic Database. – University of Leeds, 2004. – 890 p.

Поступила в редакцию 22.10.2011

Долматов Д.А. Вплив концентрації вільних радикалів на швидкість утворення – руйнування компонент метано-повітряного полум'я

Стаття присвячена дослідженю впливу концентрації вільних радикалів на швидкість утворення–руйнування формальдегіду у високотемпературних зонах стехіометричного та збагаченого метано-повітряного полум'я. Розглянуто механізм формування CH_2O при варіаційному складі зв'язаних вуглеводневих та інших компонент, вивчено залежність швидкості утворення – руйнування від присутності в реакційній зоні найважливіших емісійних складових (оксидів азоту NO_X та моноксиду вуглецю CO). Показано особливості поведінки швидкості утворення – руйнування при різноманітному початковому складі суміші та ефективних температурах реакційної зони.

Ключові слова: генеральний баланс, концентрація, швидкість утворення–руйнування, вільний радикал.

Dolmatov D. Free radical concentration's influence on the component's creation-destruction velocity in air methan flames

The article studies the free radical concentration's influence on the CH_2O creation – destruction mechanism in high temperature zones of stoichiometric and rich methane air flames. CH_2O creation mechanism is examined with regard to various adjoint hydrocarbons and other components. There is the investigation of creation-destruction velocity laws depending of major emission components (nitrogen oxides NO_X and carbon monoxide CO). The article also describes the creation-destruction velocity features in depends of starting mixture structure and reaction zone's effective temperature.

Key words: general balance, concentration, creation-destruction velocity, free radical.

УДК 621.6 : 681.5

E. В. Шитикова¹, канд. техн. наук Г. В. Табунщик²

¹АО «Мотор Сич», ²Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

АНАЛИЗ РИСКОВ ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК НАЗЕМНОГО ПРИМЕНЕНИЯ

Рассмотрены вопросы надежности и функциональной безопасности газотурбинных установок наземного применения. Предложена интегрированная модель рисков, объединяющая макро- и микромодели. Выполнена детализация моделей рисков и определены соотношения между их компонентами. Проведено ранжирование рисков.

Ключевые слова: газотурбинные установки наземного применения, надежность, безопасность, модель рисков, опасность, контрмеры, функции безопасности, ранжирование.

Введение

Обеспечение надежности и безопасности производственных объектов представляет собой весьма сложную техническую задачу, решение которой невозможно без исследования надежности и безопасности технических систем, эксплуатируемых на этих объектах.

С позиций безопасности задачи исследования технических систем заключаются в том, чтобы увидеть, каким образом элементы системы функционируют в системе во взаимодействии с другими ее частями и по каким причинам может произойти отказ, грозящий негативными последствиями. Все это, в полной мере, относится и к газотурбинным установкам (ГТУ) наземного применения (НП). Ведь, как известно, наземные ГТУ рассматриваются эксплуатирующими организациями как установки непрерывного действия, обеспечивающие бесперебойную работу в течение длительного, насколько это возможно, промежутка рабочего времени. Таким образом, останов работающей установки или некорректная ее работа (недостижение заложенных расчетных характеристик, работа на ограничительных пределах параметров и т.д.) является крайне нежелательным событием [1]. В случае, если это все же произошло, то время на поиски и устранение причин отказа и, следовательно, на введение установки в дальнейшую эксплуатацию должно быть минимальным. Следовательно, повышение надежности ГТУ НП является актуальной задачей.

Постановка задачи

Оценка надежности и безопасности различных систем предусмотрена требованиями государственных и международных стандартов, а также требованиями нормативных документов. Готовность организаций и предприятий, разрабатывающих и эксплуатирующих различные организационные и технические системы объектов современной промышленности, выполнять ана-

лиз их надежности и безопасности является обязательным условием государственной и международной сертификации. Главная цель такого анализа – своевременное получение достоверной информации о свойствах надежности и безопасности систем, необходимой для выработки, обоснования и реализации эффективных проектных и эксплуатационных решений [2].

Количественной мерой надежности, безопасности, качества систем и объектов может служить риск. Риск также является количественной оценкой неуспеха таких процессов и действий как проектирование, доводка и отладка, испытания, эксплуатация и т. д. [3].

Целью данной работы является проведение анализа рисков в системе надежности ГТУ НП.

Для достижения данной цели необходимо провести анализ документации в области надежности технических систем, в частности для ГТУ НП; необходимо разработать базовую модель рисков для ГТУ НП; провести детализацию компонентов базовой модели рисков; определить соотношения между компонентами базовой модели рисков; провести качественный анализ рисков ГТУ НП.

Анализ стандартов в области надежности технических систем

Был проведен анализ стандартов в области надежности и определены основные понятия [4]. Стандарты, содержащие положения по управлению надежностью изделий, представлены в таблице 1.

Для газотурбинных установок наземного применения требования безопасности и надежности также регламентированы ГОСТ и/или ТУ на изделие каждого вида [4].

При анализе и прогнозировании надежности технических систем важное место занимает риск-ориентированная методология. Основные стандарты на эту тему представлены в таблице 2.

Таблица 1 – Основные стандарты по надежности

Вид стандартов	Стандарты
Международные стандарты	Серия стандартов ГОСТ 27.XXX системы «Надежность в технике»; ISO 3977-9:1999 и ISO 21789:2009 – надежность и безопасность газовых турбин
Стандарты Украины	ДСТУ 2860-94, ДСТУ 2864-94, ДСТУ 3004-95, ДСТУ 3433-96, ДСТУ 3524-97 и др.

Таблица 2 – Основные стандарты по анализу и менеджменту рисков

Вид стандартов	Стандарты
Международные стандарты	ISO 12100:2010, ISO/TR 14121-2:2007, ISO 31000:2009, ISO/IEC 31010:2009
Стандарты Российской Федерации	Серия стандартов ГОСТ Р 51901 «Менеджмент риска»

Моделирование рисков

Проведенный анализ нормативной документации позволил разработать модель рисков для ГТУ НП. Уникальность данной модели состоит в том, что были выделены два уровня: верхний и нижний.

Верхний уровень – макромодель рисков – является более общим и отражает риски для следующих активов:

- газотурбинной установки, включая все входящие функциональные системы и оборудование;
- обслуживающего персонала и окружающей среды;
- информации о работе установки, об испытаниях.

В базовой макромодели рисков, приведенной на рисунке 1, был выделен уровень «Опасности», представляющий собой некое множество опасных событий, которое является источником для уровня Риски. Также был выделен уровень «Контрмеры», являющийся множеством управляющих воздействий, ведущих к снижению рисков.



Рис. 1. Базовая макромодель рисков

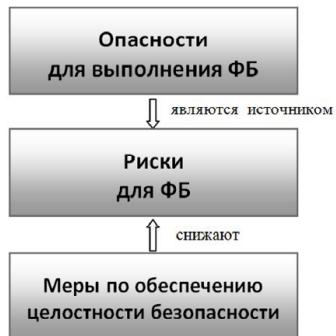


Рис. 2. Базовая микромодель рисков

Для нижнего уровня разработана микромодель рисков. Она отражает риски, влияющие на выполнение функций безопасности, которые были реализованы в качестве некоторых контрмер на уровне макромодели. *Функции безопасности (ФБ)* – функции, сбой которых может привести к немедленному возрастанию рисков [5].

Данные ФБ реализованы в подсистемах безопасности (виброконтроль, пожарная и газовая безопасность) и системе автоматического управления (САУ), (рисунок 2).

Рассмотрим ФБ, которые выполняет САУ:

- оперативный контроль параметров работы установки и подача своевременной информации о ходе технологического процесса и состояния оборудования;
- контроль подсистем пожарной и газовой безопасности, подсистемы виброконтроля;
- работа защит основного и вспомогательного технологического оборудования в случае возникновения аварийных ситуаций;
- регистрация и сохранность контролирующихся параметров;
- блокирование некорректных действий оперативного персонала.

Интегрированная базовая модель рисков, объединяющая макро- и микромодели, представлена на рисунке 3, где ФБ подсистем безопасности и САУ представляют собой одну из контрмер по снижению рисков для активов верхнего уровня. Аналогом активов для микромодели являются выполняемые функции безопасности. Контрмерами по снижению рисков в микромодели являются меры обеспечения целостности безопасности. Опасности, являющиеся источником ущерба для активов, могут представлять опасность и для выполнения функций безопасности.

Согласно рисунку 3 разница между макро- и микромоделями заключается в том, для каких активов обеспечивается безопасность.

Для разработанных базовых макро- и микромоделей рисков ГТУ НП была проведена детализация. Компоненты рассмотренных моделей рисков и соотношения между ними представлены в таблицах 3, 4.



Рис. 3. Интегрированная базовая модель рисков

Таблица 3 – Компоненты макромодели рисков и соотношения между ними

Опасности	Риски	Контрмеры
1 Отказ или некорректная работа функциональных систем, оборудования или установки в целом	Риск ошибок проектирования (конструктивные ошибки)	Применение новейших технологий проектирования и контроль на всех этапах проектирования Апробация технических решений
	Риск ошибок изготовления и/или монтажа установки (технологические ошибки)	Реализация процесса обеспечения качества
	Риск ошибок функционирования	Применение высоконадежной элементной базы
	Риск физического отказа систем, оборудования или установки в целом	Применение средств технического диагностирования*
2 Внешние воздействия	Риск отказа из-за: - климатического воздействия; - механических и сейсмических воздействий; - электромагнитных воздействий	Применение устойчивой элементной базы и физическая защита Обеспечение эксплуатации установки в проектных климатических условиях
	Риск отказа из-за нарушения параметров электропитания	Переключение на резервные источники питания*
	Риск отказа из-за пожара	Применение негорючих материалов Применение средств контроля, сигнализации и пожаротушения*
		Соблюдение правил пожарной безопасности персоналом
	Риск отказа из-за утечек топливного/магистрального газа	Применение средств сигнализации Применение взрывобезопасного оборудования
	Риск отказа из-за осознанных опасных действий или бездействий персонала	Зашита от несанкционированного доступа (организационная, физическая, программная*)
	Риск отказа из-за ошибок или незнания персонала	Реализация мер по защите от ошибок персонала (маркировка, обучение и т.д.) Разграничение средств автоматического и ручного управления*
3 Опасность нанесения вреда окружающей среде и/или персоналу	Риск нанесения существенного или незначительного вреда окружающей среде и/или персоналу	Реализация мер по защите от чрезвычайных ситуаций (АО, НО, ЭО – аварийный, нормальный и экстренный остановы)*

Оценивание рисков

Разработанные модели рисков были использованы в качестве основы для проведения качественного оценивания рисков.

Из-за недостатка статистических данных об отказах и авариях ГТУ НП в виду их мелкосерийного производства, влияния человеческого фактора и т.д.

для оценивания рисков было выбрано качественное ранжирование риска специалистами АО «Мотор Сич», хорошо информированными в данной области.

Для этого первоначально были определены и описаны категории рисков – ранги. Как видно из таблицы 5 было выделено четыре ранга от неприемлемого риска до пренебрежимо малого

риска. После была построена матрица рисков для ГТУ НП, где в наименованиях строк и столбцов представлены лингвистические значения частоты опасных событий и их последствий, а в ячейках матрицы – ранги (таблица 6).

Группа экспертов провела оценивание рисков для ГТУ НП, выделенных на этапе детализации базовых макро- и микромоделей рисков ГТУ НП, после была вычислена усредненная оценка [6], данная всеми экспертами по каждому из рисков. Результаты проведенного анализа приведены в таблице 7.

Для проверки достоверности экспертных оценок был проведен анализ согласованности мнений экспертов [6].

Поскольку необходимо было выявить согласованность мнений экспертов по нескольким альтернативам, то оценивание проводилось с помощью коэффициента конкордации, т. е. общего коэффициента ранговой корреляции для группы, состоящей из некоторого числа экспертов.

Коэффициент конкордации составил 0,84, который при дальнейшей проверке подтвердил свою значимость (критерий χ^2 -квадрат составил 67,4, что больше его табличного значения).

Результаты экспертной оценки показали:

Таблица 4 – Компоненты микромодели рисков и соотношения между ними

Опасности для выполнения ФБ	Риски для ФБ	Меры по обеспечению целостности безопасности
1 Физический отказ аппаратных средств подсистем безопасности и САУ	Риск физического отказа аппаратных средств	Применение высоконадежной элементной базы Структурная и функциональная избыточность Реконфигурация Соблюдение принципа единичного отказа Гальваническое и физическое разделение элементов Техническое диагностирование
2 Нарушения качества выполнения ФБ	Риск отказа из-за неточности измерений Риск отказа из-за нарушения временных характеристик	Метрологическое обеспечение Временная, информационная и ресурсная избыточность Применение элементной базы с высокими временными характеристиками
3 Опасность потери информации о работе установки (тренды работы)	Риск потери информации	Реализация мер по защите информации

Таблица 5 – Ранги рисков

Ранги рисков	Описание рангов рисков
I	Неприемлемый риск
II	Нежелательный риск, который может быть приемлемым только, если снижение риска непрактично и ведет к непропорциональному увеличению затрат по сравнению с достигнутым улучшением
III	Приемлемый риск, если затраты на снижение риска не превышают достигнутых улучшений
IV	Пренебрежимый риск

- ни один из приведенных выше рисков не принадлежит к категории неприемлемого риска;

- риск отказа из-за климатического воздействия пренебрежимо мал;

- все остальные риски поровну разделились между рангами II и III.

Поэтому при реализации контрмер, ведущих к снижению рисков и выделенных на этапе детализации базовых макро- и микромоделей рисков ГТУ НП, особое внимание необходимо уделять тем из них, которые снижают риски ранга II.

Выводы

В ходе проведенной работы был выполнен анализ нормативной документации в области надежности технических систем, в частности для ГТУ НП. Были разработаны базовые макро- и микромодели рисков, а также интегрированная модель рисков ГТУ НП.

На уровне макромодели были выполнены следующие действия по анализу рисков:

- выделены активы, требующие обеспечения безопасности;

- проведен анализ опасностей для активов;

- определены недопустимые риски и контрмеры по их снижению.

Таблица 6 – Матрица рисков

Вероятность события	Последствия события			
	Катастрофические	Критические	Средние	Незначительные
с большой долей вероятности	I	I	I	II
возможное событие	I	II	II	III
маловероятное событие	II	II	III	IV
невероятное (крайне маловероятное)	III	III	IV	IV

Таблица 7 – Оценивание рисков для ГТУ НП

<i>Risks for GTU НП</i>	<i>Ранг</i>
1 Риск ошибок проектирования (конструктивные ошибки)	II
2 Риск ошибок изготовления и/или монтажа установки (технологические ошибки)	II
3 Риск ошибок функционирования	III
4 Риск физического отказа систем, оборудования или установки в целом	III
5 Риск отказа из-за климатического воздействия	IV
6 Риск отказа из-за механических и сейсмических воздействий	III
7 Риск отказа из-за электромагнитных воздействий	III
8 Риск отказа из-за нарушения параметров электропитания	II
9 Риск отказа из-за пожара	II
10 Риск отказа из-за утечек топливного/магистрального газа	III
11 Риск отказа из-за осознанных опасных действий или бездействий персонала	II
12 Риск отказа из-за ошибок или незнания персонала	II
13 Риск нанесения существенного или незначительного вреда окружающей среде и/или персоналу	II
14 Риск физического отказа аппаратных средств	II
15 Риск отказа из-за неточности измерений	III
16 Риск отказа из-за нарушения временных характеристик	III
17 Риск потери информации	III

На уровне микромодели:

- определены функции системы безопасности ГТУ НП;
- проведен анализ опасностей для выполнения ФБ;
- определены недопустимость рисков и меры по обеспечению целостности безопасности.

Разработанная модель рисков была использована в качестве основы для ранжирования рисков ГТУ НП. В рамках качественного оценивания группой экспертов было проведено ранжирование рисков, выделенных на этапе детализации

ции базовых макро- и микромоделей рисков ГТУ НП. Экспертная информация проверена на предмет согласованности.

Результаты работы в дальнейшем будут использованы в качестве основы для количественной оценки рисков ГТУ НП на макро- и микроуровне, в первую очередь, рисков ранга II.

Список литературы

1. Шитикова Е. В. Исследование проблем повышенной вибрации газотурбинных приводов в эксплуатации : тезисы докладов II междунар. молодежн. научн.-техн. конф. авиамоторостроительной отрасли, Алушта, 12–16 мая 2008 г. «Молодежь в авиации : новые решения и передовые технологии». – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2008. – С. 180–182.
2. Рябинин И. А. Надежность и безопасность структурно-сложных систем / Рябинин И. А. – СПб. : Политехника, 2000. – 248 с.
3. Соложенцев Е. Д. Сценарное логико-вероятностное управление риском в бизнесе и технике / Соложенцев Е. Д. ; [2-е изд.]. – СПб. : Издательский дом Бизнес-пресса, 2006. – 530 с.
4. Шитикова Е. В. Моделирование рисков в системе надежности газотурбинных установок наземного применения / Е. В. Шитикова, Г. В. Табунщик // Складні системи і процеси. – 2011. – № 1. – С. 3–9.
5. ISO 12100:2010 Safety of machinery – General principles for design – Risk assessment and risk reduction – 77 р.
6. Ранжирование рисков газотурбинных установок наземного применения. Risks ranges estimates for gas turbine unit for terrestrial using / [Е. В. Шитикова, Г. В. Табунщик, В. П. Митин, В. И. Морозов] // Моделирование и анализ безопасности и риска в сложных системах : тр. междунар. научн. школы МАБР-2011. – СПб. : ГУАП, 2011. – С. 286–288.

Поступила в редакцию 27.09.2011

Шитікова О.В., Табунщик Г.В. Аналіз ризиків газотурбінних установок наземного використання

Розглянуті питання надійності та функціональної безпеки газотурбінних установок наземного використання. Запропонована інтегрована модель ризиків, що об'єднує макро- та мікромодель. Виконана деталізація моделей ризиків і визначені співвідношення між їх компонентами. Проведено ранжування ризиків.

Ключові слова: газотурбінні установки наземного використання, надійність, безпека, модель ризиків, небезпека, контримери, функції безпеки, ранжування ризиків.

Shitikova E., Tabunschik G. Risk analysis of gas turbine installations for terrestrial applications

The article deals with the questions of reliability and functional safety of the gas turbine units for terrestrial using. Risk makro- and micro-model of the gas turbine units for terrestrial using are developed by authors. An integrated risk model that combines macro- and micro-model is proposed. Detailed risk models are performed and the ratios between their components are defined. Ranging of risks is spent.

Key word: gas turbine unit for terrestrial using, reliability, safety, risk model, hazard, countermeasures, safety function, ranging of risks.

УДК 629.7.036:539.4

**Канд. техн. наук Р. П. Придорожный¹, канд. техн. наук А. В. Шереметьев¹,
д-р техн. наук А. П. Зиньковский²**

¹ ГП ЗМКБ «Ивченко-Прогресс» г. Запорожье

² Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, г. Киев

АНАЛИЗ ИЗМЕНЕНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОХЛАЖДАЕМЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИН В ТЕЧЕНИЕ НАРАБОТКИ

В статье проведено сравнение результатов расчетов теплового и напряженного состояний попарнобандажированных охлаждаемых рабочих лопаток турбин, полученных с помощью 2D и 3D расчетных моделей с учетом процессов ползучести материала. Анализ результатов расчетов в 3D постановке позволил более точно оценить изменение напряженного состояния исследуемых лопаток в течение наработки.

Ключевые слова: охлаждаемые рабочие лопатки турбин, наработка, ползучесть, расчетная модель, тепловое состояние, напряженное состояние.

Введение и постановка задачи

Условия работы современных авиационных двигателей предусматривают нагрев их отдельных деталей и целых узлов до значительных температур. Поэтому проектирование современных охлаждаемых рабочих лопаток турбин с расчетом на высокие температуры потребовало разработки не только новых материалов, обладающих высоким сопротивлением статическим и динамическим нагрузкам при высоких температурах, но и разработки новых методов расчета и оценки прочности, учитывающих такое явление, как ползучесть [1].

В последнее время наряду с двухмерными (2D) расчетными моделями, применяемыми при проектировании охлаждаемых рабочих лопаток турбин, широкое распространение получили трехмерные (3D) модели, что в сочетании с современными методами расчета и анализа обтекания, теплообмена и прочности позволило значительно уменьшить затраты и сократить сроки внедрения новых конструкций [2].

Однако, ввиду сложности процессов, происходящих в материале при повышенных температурах и нестационарности нагружения, задача повышения точности и достоверности при определении напряженного состояния и оценки прочности рабочих лопаток турбин продолжает оставаться актуальной и в настоящее время.

Таким образом, анализ изменения напряженного состояния конструкции охлаждаемых рабочих лопаток турбины высокого давления с учетом процессов ползучести материала является целью данной работы.

Объект исследования и его расчетные модели

В соответствие с поставленной целью были разработаны расчетные 2D и 3D модели охлаж-

даемых рабочих лопаток ТВД (турбины высокого давления) двигателя АИ-222-25.

Рабочие лопатки ТВД – охлаждаемые с конвективно-пленочной системой охлаждения и хвостовиком в виде половины елочки, вставляются по две лопатки в один замковый паз диска с натягом в паре по плоскостям стыков бандажных полок (рис. 1). Изготавливаются из материала ЖС26-ВИ.

Разработанные 2D модели рассматриваемой рабочей лопатки представлены в виде плоских моделей расчетных сечений (рис. 2). При этом на область расчетного сечения нанесена 2D триангуляционная конечноэлементная сетка с линейными элементами, с помощью которой были проведены тепловой и прочностной расчеты с учетом особенностей механических свойств и процессов ползучести материала.

С учетом цикличесимметрии рабочего колеса турбины высокого давления 3D модель представлена в виде сектора диска с двумя спаренными лопатками (рис. 3). Такая модель позволяет провести тепловой и прочностной расчеты, учесть условия взаимодействия лопаток по контактирующим поверхностям бандажных полок и замкового соединения, а также особенности механических свойств материала и процессов ползучести материала. При этом для создания конечноэлементной сетки использовались объемные квадратичные элементы.

Следует отметить, что в разработанных расчетных моделях исследуемых рабочих лопаток отсутствуют перфорационные отверстия на входной кромке лопатки, поскольку учет этих отверстий в рамках поставленной задачи потребовал бы существенного возрастания размерности задачи, что явно превышает возможности имеющегося в наличии компьютерного оборудования. Тем



Рис. 1. Рабочее колесо ТВД двигателя АИ-222-25

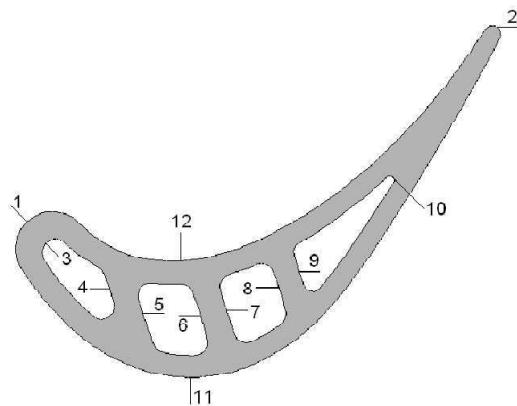


Рис. 2. 2D расчетная модель рабочей лопатки ТВД

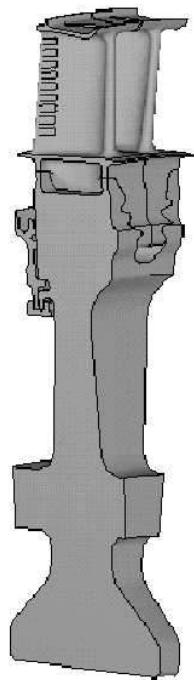


Рис. 3. 3D расчетная модель рабочего колеса ТВД

не менее, влияние перфорационных отверстий на тепловое состояние лопатки было учтено при проведении тепловых расчетов.

На сегодняшний день задача обтекания и теплообмена в охлаждаемых лопатках является наи-

более сложной при формировании расчетных нагрузок, поскольку требует комплексного анализа обтекания лопатки горячим газом, течения охлаждающего воздуха по внутренним каналам лопатки, взаимодействия высокотемпературного внешнего газового потока с холодными струями воздуха, выдуваемого из лопаток, а также теплообмена между газовой средой и металлом лопатки. Поэтому в настоящее время возникают определенные трудности при компьютерном моделировании процессов газодинамики и теплообмена. В связи с этим распределение температур в рассматриваемых моделях было получено эмпирическим путем с использованием экспериментальных данных, а определение НДС производилось без учета газодинамических нагрузок. В рамках решаемой задачи и с точки зрения сравнимости результатов расчетов в 2D и 3D постановке это вполне допустимо. Это объясняется тем, что для рассматриваемых лопаток максимальный уровень напряжений, возникающих от действия газодинамических нагрузок, увеличиваясь от периферийного к корневому сечению, наблюдается в зонах лопатки, которые в меньшей степени определяют ресурс лопатки и не превышает 40 МПа, что значительно ниже уровня напряжений, действующих в зонах лопатки, которые, как правило, определяют ее надежность и долговечность.

Результаты расчетов и анализ НДС

Все расчеты теплового и напряженного состояния исследуемых лопаток проводились для параметров наиболее теплонапряженного установленного максимального взлетного режима при $T_e = 1540$ К.

Поскольку расчетное температурное состояние спаренных лопаток в рассматриваемых сечениях отличается незначительно, то в дальнейшем рассматривается только одна из спаренных лопаток.

Сравнительный анализ результатов расчетов, представленных в характерных точках среднего и корневого сечений исследуемых рабочих лопаток, полученных решением тепловой задачи в 2D и 3D постановке (рис. 4), показывает, что наиболее существенное отличие температур, полученных в 3D расчете, по сравнению с результатами 2D расчета, наблюдается на входной кромке и корыте в области расположения перфорационных отверстий, а также на выходной кромке в районе щелевых отверстий.

Причина расхождения температур в 2D и 3D постановке состоит в том, что в построенной модели отсутствуют отверстия перфорации. Это не позволило только за счет изменения граничных условий теплообмена корректно смоделировать тепловое состояние в данных местах. Кроме того,

при разбивке модели лопатки на достаточно большое количество фрагментов, происходило усреднение граничных условий, что привело к невозможности определения локальных перегревов. В остальных характерных точках отличие в температурах незначительно.

На основании результатов тепловых расчетов были проведены вычислительные эксперименты, в ходе которых было определено НДС исследуемых моделей лопаток в двухмерной и трехмерной постановке.

Расчеты на прочность проводились как с учетом упругопластических деформаций, возникающих вследствие действия высоких центробежных нагрузок и неоднородного распределения температур в лопатке, так и с учетом процессов ползучести материала на параметры установившегося максимального взлетного режима двигателя, на котором, как показывает опыт, в большей степени и происходит накопление деформаций ползучести в процессе выработки ресурса [3].

В рамках работы расчеты НДС исследуемых моделей лопаток были выполнены на основании данных о процессах ползучести материала лопаток, полученных по результатам испытаний стандартных образцов по определению пределов ползучести материала [4].

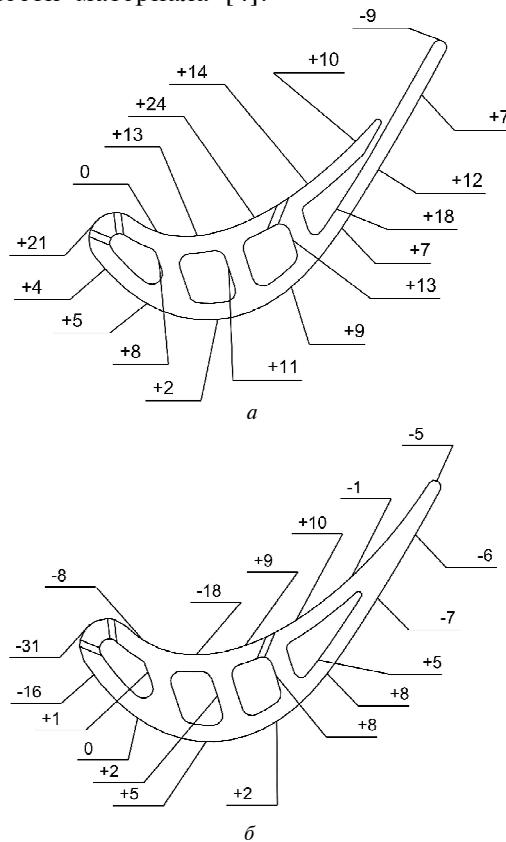


Рис. 4. Разница между температурами, полученными решением тепловой задачи в 3D и в 2D постановке в характерных точках среднего (а) и корневого (б) сечений рабочей лопатки ТВД

Предварительный анализ результатов расчетов рабочего колеса турбины высокого давления с двумя спаренными рабочими лопатками, полученный решением прочностной задачи в 3D постановке с учетом ползучести материала показал, что накопление деформаций ползучести в большей степени происходит в периферийном сечении, бандажной полке, на выходной кромке пера и в районе щелевых отверстий (рис. 5), где главным образом и происходит релаксация напряжений.

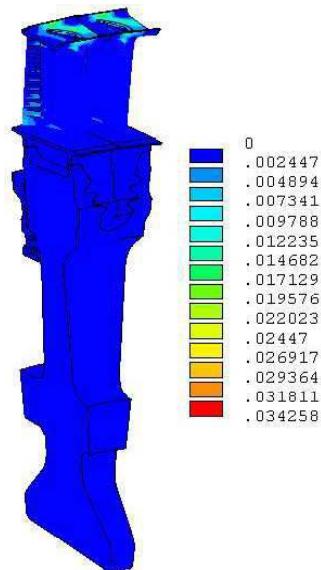


Рис. 5. Распределение эквивалентных деформаций ползучести в рабочих лопатках ТВД

Первоначально на основании результатов проведенных вычислительных экспериментов было проведено сравнение НДС исследуемых рабочих лопаток как в среднем, так и корневом сечениях, полученное с помощью 2D и 3D моделей с учетом и без учета процессов ползучести.

Анализ результатов расчетов показал, что существуют некоторые отличия как в распределении напряжений, так и в их фактической величине между результатами расчетов, полученными с помощью 2D и 3D моделей. Сравнение расчетных величин как нормальных, так и эквивалентных напряжений в каждой конкретной характерной точке, полученных с помощью расчетной 3D модели показывает, что уровень нормальных напряжений может существенно отличаться от уровня эквивалентных напряжений, что объясняется сложностью конструкции и нагружения исследуемых рабочих лопаток, а также говорит о необходимости учета всех компонент тензора напряжений при оценке ее НДС. Поэтому анализ напряженного состояния исследуемых рабочих лопаток в данной работе проводился на основе распределения эквивалентных напряжений (таблица 1).

Таблица 1 – Значения эквивалентных напряжений в характерных точках среднего и корневого сечений рабочей лопатки ТВД, полученные решением прочностной задачи в 2D и 3D постановке

среднее сечение				корневое сечение			
без ползучести		с ползучестью		без ползучести		с ползучестью	
2D	3D	2D	3D	2D	3D	2D	3D
входная кромка							
2,43	7,32	6,93	8,42	-1,32	12,03	3,77	12,65
выходная кромка							
6,00	17,33	6,55	12,42	13,22	29,78	8,68	12,76
спинка							
4,27	12,49	-0,04	11,30	12,12	25,90	4,76	23,29
корыто							
24,58	28,81	25,77	27,01	24,82	30,06	29,40	29,21
первый (со стороны входной кромки) охлаждающий канал							
20,79	29,21	21,34	27,16	16,57	35,94	18,98	34,78
34,27	35,32	34,38	33,42	44,32	32,45	44,39	31,44
второй (со стороны входной кромки) охлаждающий канал							
33,63	35,13	34,07	32,97	42,24	25,64	42,77	25,06
40,47	37,55	42,24	35,60	39,41	31,09	41,55	29,33
третий (со стороны входной кромки) охлаждающий канал							
39,42	36,73	41,80	35,13	37,25	31,96	41,10	32,54
31,73	28,93	33,29	29,00	33,60	17,47	40,31	17,74
четвертый (со стороны входной кромки) охлаждающий канал							
32,32	28,44	33,21	28,69	37,35	24,58	43,46	26,54
23,31	34,80	20,78	26,10	28,47	31,87	24,76	27,44

Как видно из таблицы, в случае действия высоких температур и нагрузок одним из основных повреждающих факторов становится фактор времени и развивающаяся во времени ползучесть материала приводит с течением времени к значительному перераспределению напряжений в течение эксплуатации. При этом температурные напряжения, как внутренне уравновешенные, уменьшаются во всем объеме, стремясь постепенно к полному исчезновению, а напряжения от внешних нагрузок уменьшаются в наиболее нагретых объемах и по условиям равновесия возрастают в менее нагретых. Анализ состояния лопаток после эксплуатации показывает, что следствием развивающихся во времени деформаций ползучести также является существенное изменение формы лопатки и высокие остаточные напряжения, что может явиться причиной образования статических или усталостных трещин в процессе эксплуатации [5].

Представленные результаты расчетов показали, что в целом закономерности между результатами расчетов, полученными с помощью 2D и 3D моделей, установленные на основании анализа НДС лопаток в упругопластической постановке и с учетом ползучести материала сохраняются. Как правило, уровень напряжений в 3D постановке превышает уровень напряжений в 2D постановке на входной и выходной кромке, корыте и спинке лопатки, а уровень напряжений на перегородках между охлаждающими каналами лопатки ниже.

На основании представленных данных следует отметить, что картина перераспределения на-

пряжений в расчетных сечениях вследствие действия процессов ползучести материала имеет некоторые особенности:

- В среднем сечении уровень напряжений в характерных точках, расположенных в охлаждающих каналах, на входной и выходной кромке в 2D постановке возрастает. В тоже время, в 3D постановке уровень напряжений возрастает только в характерных точках третьего и четвертого каналов, а также на входной кромке.

- В корневом сечении в 2D постановке уровень напряжений в характерных точках, расположенных на входной кромке, в первом, втором и третьем охлаждающих каналах возрастает, а в четвертом канале и на выходной кромке уменьшается. В 3D постановке наблюдается аналогичная картина.

- Наиболее существенное изменение уровня напряжений, как в среднем, так и в корневом сечениях, наблюдается в характерных точках, расположенных на выходной кромке рабочих лопаток. При этом наиболее значительная релаксация напряжений наблюдается в 3D постановке.

Проведенный анализ результатов расчетов с учетом ползучести материала показал, что в зонах действия высоких температур и нагрузок одним из главных следствий неравномерного нагрева является перераспределение напряжений вследствие развития процессов ползучести материала.

Кроме того, проведенные расчеты с учетом ползучести материала позволили уточнить НДС исследуемых рабочих лопаток и оценить динамику его изменения в течение их наработки.

Далее более подробно рассмотрены наиболее напряженные с точки зрения прочности зоны лопатки, определяющие ее работоспособность и надежность.

Рассмотрена динамика перераспределения напряжений в уголках щелевых отверстий лопатки в процессе наработки. На рис. 6 представлены зависимости изменения эквивалентных напряжений в уголках щелевых отверстий периферийного, среднего и корневого сечений рабочей лопатки в процессе наработки. Как видно из представленных данных, в уголках щелевых отверстий вследствие действия процессов ползучести происходит уменьшение уровня напряжений и чем ближе к периферийному сечению, тем значительней это уменьшение. При этом наиболее напряженными зонами являются уголки щелевых отверстий в корневом сечении пера лопатки.

Рассмотрена динамика перераспределения напряжений в местах выхода щелевых отверстий из охлаждающего канала лопатки в процессе наработки. На рис. 7 представлены зависимости изменения эквивалентных напряжений в месте выхода щелевых отверстий из охлаждающего канала в периферийном, среднем и корневом сечениях рабочей лопатки в процессе наработки. Вследствие действия процессов ползучести происходит уменьшение уровня напряжений, и величина этого уменьшения возрастает от корневого к периферийному сечению. Как видно из представленных данных, в рассматриваемой зоне лопаток наиболее напряженными местами являются места выхода щелевых отверстий из охлаждающего канала в корневом сечении пера лопатки.

Рассмотрена динамика перераспределения напряжений на бандажной полке, в охлаждающем канале при переходе пера в бандажную полку, а также ножку хвостовика лопатки в процессе наработки (рис. 8). Как видно из представленных данных, в рассматриваемой зоне лопаток первоначально наиболее напряженными являются места перехода пера в бандажную полку и ножку хвостовика лопатки. Однако вследствие действия процессов ползучести материала происходит значительное уменьшение уровня напряжений в месте перехода пера в бандажную полку, при этом в месте перехода пера в ножку хвостовика уровень напряжений остается практически неизменным.

Таким образом, анализ НДС исследуемых рабочих лопаток показал, что наиболее напряженной зоной лопатки является корневое сечение.

Однако следует отметить, что данные по ползучести материалов даже при постоянных напряжениях и температурах характеризуются значительным разбросом, а тем более трудно получить достоверные данные при изменяющихся условиях нагружения, учитывая всю сложность про-

цессов, происходящих на рабочих режимах двигателя. Естественно, что при численном моделировании процессов ползучести в лопатке, позволяющих с достаточной достоверностью описать эти процессы, возникают определенные сложности. Тем не менее, полученные в ходе эксплуатации двигателей-прототипов экспериментальные данные позволяют прогнозировать процессы развития ползучести материала и изменение напряженного состояния исследуемых лопаток в ходе эксплуатации. Поэтому модель ползучести материала лопаток будет уточняться по итогам их эксплуатации и, как следствие, будет уточняться напряженное состояние конструкции.

В заключении следует отметить, что применение 3D моделей позволило существенно уточнить НДС рассматриваемой конструкции и определить наиболее напряженные зоны лопаток

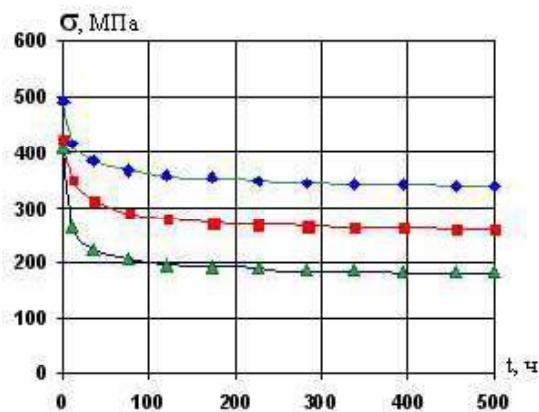


Рис. 6. Зависимости изменения эквивалентных напряжений в уголках щелевых отверстий в периферийном (▲), среднем (■) и корневом (◆) сечениях рабочей лопатки ТВД от времени наработки двигателя на взлетном режиме

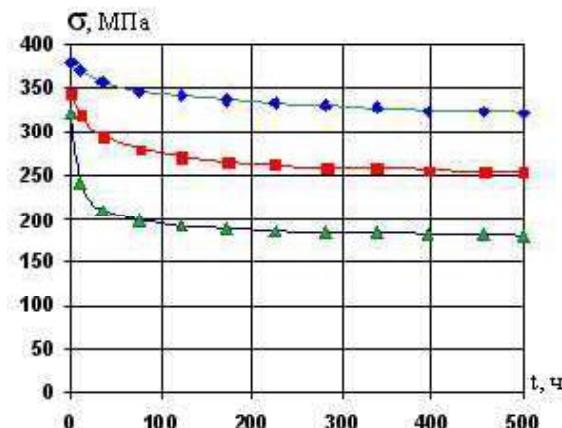


Рис. 7. Зависимости изменения эквивалентных напряжений в местах выхода щелевых отверстий из охлаждающего канала в периферийном (▲), среднем (■) и корневом (◆) сечениях рабочей лопатки ТВД от времени наработки двигателя на взлетном режиме

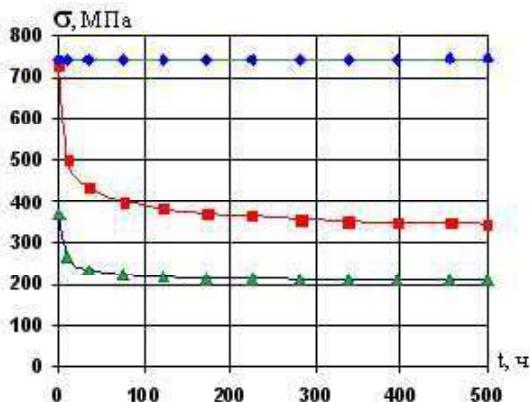


Рис. 8. Зависимости изменения эквивалентных напряжений на бандажной полке (\blacktriangle), в охлаждающем канале при переходе пера в бандажную полку (\blacksquare) и ножку хвостовика (\blacklozenge) рабочей лопатки ТВД от времени наработки двигателя на взлетном режиме

для возможной дальнейшей доводки существующей конструкции.

Заключение

На основании анализа результатов проведенных расчетных исследований по уточнению напряженного состояния конструкции охлаждаемых рабочих лопаток ТВД, используя 3D моделирование, а также сравнения и анализа результатов расчетов, полученных с помощью 2D и 3D моделей, можно сделать вывод, что для достоверной оценки напряженного состояния охлаждаемых рабочих лопаток турбин наиболее целесообразно использование конечноэлементных 3D расчетных моделей, учитывающих условия их

взаимодействия по контактирующим поверхностям и особенности механических свойств материала с учетом процессов ползучести материала.

Список литературы

- Современные методы обеспечения прочностной надежности деталей авиационных двигателей / Под ред. Ю. А. Ножницкого, Б. Ф. Шорра, И. Н. Долголова. – М. : ТОРУС ПРЕСС, 2010. – 456 с.
- Расчет на прочность деталей машин : справочник / И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр, Г. Б. Иосилевич. – [4-е изд.]. – М. : Машиностроение, 1993. – 640 с.
- Придорожный Р.П. Влияние монтажного натяга на напряженно-деформированное состояние турбинной лопатки и потерю натяга по полкам в процессе эксплуатации / Р. П. Придорожный, А. В. Шереметьев, А. П. Зиньковский // Авиационно-космическая техника и технология. – 2006. – № 8 (34). – С. 95–99.
- Придорожный Р. П. Анализ напряженно-деформированного состояния бандажированных рабочих лопаток турбин АГТД с учетом влияния температуры и наработки / Р. П. Придорожный, В. М. Меркулов, А. П. Зиньковский // Авиационно-космическая техника и технология. – 2009. – № 9 (66). – С. 78–82.
- Придорожный Р. П. Динамика изменения напряженности бандажных полок в условиях повышенных температур / Р. П. Придорожный, А. В. Шереметьев, А. Н. Артюшенко // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 2. – С. 124–127.

Поступила в редакцию 18.05.2011

Придорожний Р.П., Шеремет'єв О.В., Зіньковський А.П. Аналіз змін напружного стану охолоджуваних робочих лопаток турбін протягом напрацювання

У статті проведено порівняння результатів розрахунків теплового й напружного станів попарнобандажованих охолоджуваних робочих лопаток турбін, отриманих за допомогою 2D і 3D розрахункових моделей з урахуванням процесів повзучості матеріалу. Аналіз результатів розрахунків в 3D постановці дозволив більш точно оцінити зміну напружного стану досліджуваних лопаток протягом напрацювання.

Ключові слова: охолоджувані робочі лопатки турбін, напрацювання, повзучість, розрахункова модель, тепловий стан, напружений стан.

Pridorozhniy R., Sheremetev A., Zinkovskiy A. Analysis of change of the stress state of cooled turbine blades during operating time

In this paper comparison of results of calculations of the thermal and stress states of pairwise-shrouded cooled turbine blades received with the help of 2D and 3D computational models taking into account processes of creep of the material is conducted. The analysis of results of calculations in 3D statement has allowed to estimate more precisely change of the stress state of investigated blades during operating time.

Key words: cooled turbine blades, operating time, creep, computational model, thermal state, stress state.

УДК 621.43

П. В. Кравчук

Національний університет біоресурсів і природокористування України, м. Київ

БУДОВА, ПРИНЦИП РОБОТИ ТА ПЕРЕВАГИ РОТОРНОГО ДВИГУНА ЗОВНІШНЬОГО ЗГОРЯННЯ

Наведено принципово нову конструкцію двигуна зовнішнього згоряння, реалізацію його термодинамічного процесу, виконано порівняння із традиційними двигунами зовнішнього згоряння.

Ключові слова: двигун, зовнішнє згоряння, ротор, нагрівач, регенератор, охолоджувач, теплота, баланс, робочий процес, індикаторна діаграма.

Постановка проблеми

Рівень розвитку країн тісно пов'язаний зі споживанням енергії. На сьогодні нафта залишається основною у використанні на автомобільному транспорті. Нафта нерідко є предметом військових конфліктів, торгівельних війн та су-перечок на рівні держав. Okрім того світові запаси нафти невпинно вичерпуються при постійному зростанні світового споживання та зростанні цін на нафтопродукти. Тому пошук альтернативних силових установок є актуальною задачею, які можуть забезпечити конкуренцію традиційним поршневим двигунам внутрішнього та зовнішнього згоряння, електричним установкам з точки зору економічності, токсичності відпрацьованих газів та низької вартості використовуваного палива. Для нашої країни даний двигун має важливе значення, оскільки може працювати на паливах, запаси яких в нашій країні є значними (наприклад, палива похідні від вугілля, вартість яких ниша від вартості палив нафтового походження в 4–6 разів), а також сприяти розвитку вуглепереробної, вуглевидобувної та створити нові галузі хімічної промисловості.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

У результаті аналізу попередніх досліджень виявлено розкриття в них:

- основних принципів конструктування двигунів зовнішнього згоряння [1–3];
- термодинамічних процесів двигунів зовнішнього згоряння [1–3];
- методів розрахунку двигунів зовнішнього згоряння [1–3];
- використання теплових акумулюючих систем [1].

Виділення невирішених раніше частин загальноНої проблеми

До основних невирішених раніше проблем двигунів зовнішнього згоряння слід віднести:

- спрощення конструкції двигуна;

- підвищення моторесурса;
- підвищення ККД;
- зниження експлуатаційних витрат.

Формування цілей статті

Мета статті – представлення нової конструкції двигуна зовнішнього згоряння та здійснення термодинамічного процесу.

Викладення основного матеріалу дослідження

В результаті аналізу основних конструкцій двигунів зовнішнього згоряння встановлено основні причини, що не дають можливості отримати високі ефективні показники, а саме:

- неможливість підвищення ступеню стиску вище $\varepsilon = 1,3 \dots 1,5$;
- наявність шкідливих об'ємів в нагрівачі, регенераторі і охолоджувачі;
- необхідність використання робочого тіла під надлишковим тиском 11...22 МПа;
- використання в якості робочого тіла водню або гелю, що обумовлює ускладнення конструкції та необхідність постійного поповнення системи;
- недовговічність ущільнень шток – поршень-виштовхувач;
- використання замкненого термодинамічного циклу;
- температура спряження гільза-поршень знаходитьться в діапазоні 90...120 °C, що обумовлює додаткові втрати тепла в систему охолодження.

На рис. 1 наведено конструкцію роторного двигуна зовнішнього згоряння, який складається з робочого ротора 1 та перевідного ротора 2, що встановлені в картері на підшипниках з можливістю обертання завдяки шестерням 4, 5; компресором 6 повітря стискається та подається в теплообмінник 7. Теплообмінник складається з охолоджувача, регенератора та нагрівача. Початок розширення робочого тіла розпочинається, коли ротор робочий 1 та перевідний 2 знаходяться в початковому положенні, при цьому об'єм утворений в корпусі 3 лопаткою робочого ротора 1, а

також перевідного 2 є найменшим. Розширення робочого тіла здійснюється до кінцевого положення лопатки робочого ротора 1.

При розширенні робочого тіла одночасно лопаткою робочого ротора 1 здійснюється видалення робочого тіла від попереднього розширення. Відпрацьоване робоче тіло проходить через регенератор теплообмінника 7 де віддає частину тепла для використання в наступних робочих циклах. Регулювання потужності такого двигуна забезпечується зміною кількості робочого тіла, яке подається в робочий цикл при допомозі дозатора розподільника.

При використанні такої конструкції можна досягнути такого результату:

- застосування роторної конструкції дає можливість отримувати обертальний рух не використовуючи кривошипно-шатунного механізму та деталей поршневої групи, а також можливість більшого ступеня розширення, при цьому зменшивши температуру та тиск робочого тіла в кінці процесу розширення;

- роторна конструкція дає можливість не застосовувати ущільнюючі елементи, відсутність поверхонь тертя роторів дає можливість підвищити температуру основних деталей та зменшити теплові втрати;

- отримання високого механічного ККД за рахунок заміни кривошипно-шатунного механізму роторами;

- використання розімкненого термодинамічного циклу дає можливість підвищити ступінь стиску до $\epsilon = 12 \dots 14$;

- використання в якості робочого тіла повітря;

- розділення механізмів призначених для стиснення та розширення робочого тіла забезпечує отримання різних співвідношень об'ємів стиснення та розширення;

- зменшення витрат мастильних матеріалів;
- збільшення моторесурса;

- зменшення шумності роботи за рахунок зменшення максимальних тисків, та відсутності зворотно-поступальних деталей;

- можливість роботи з тепловими акумулюючими системами на основі гідриду літію LiH, фториду літію LiF та окису алюмінію Al₂O₃.

На рис. 2 показано термодинамічний цикл роторного двигуна зовнішнього згоряння, в основі якого лежить цикл, який складається з наступних процесів: стиснення по політропі ac з відведенням теплоти Q_2'' ; підведення теплоти Q_1' по ізохорі cz при $V = \text{const}$; розширення по політропі zb ; відведення теплоти по ізохорі ba Q_2' при $V = \text{const}$. Даний цикл є розімкненим, компресор 6 (рис. 1) стискає повітря забране ззовні, відпрацьований повітряний заряд поступає в

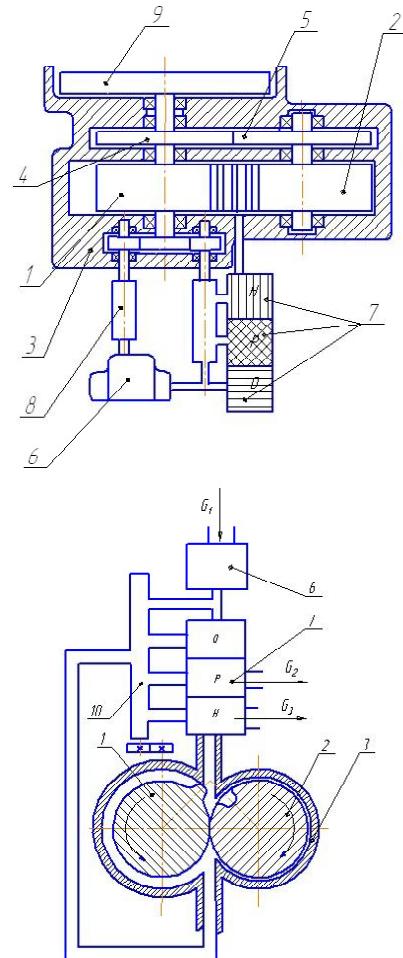


Рис. 1. Двигун зовнішнього згоряння: 1 – ротор робочий; 2 – ротор перевідний; 3 – корпус; 4, 5 – зубчаста передача; 6 – компресор; 7 – регенератор, нагрівач, охолоджувач; 8 – варіатор; 9 – маховик; 10 – дозатор-розподільник; G_1 – повітря, яке споживає двигун; G_2 – відпрацьоване робоче тіло; G_3 – відпрацьовані гази нагрівача

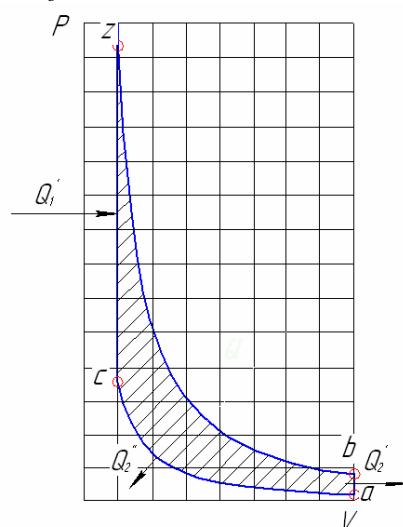


Рис. 2. Термодинамічний цикл роторного двигуна зовнішнього згоряння

регенератор наступного ступеня роторного механізму, та бере участь в організації процесу згоряння нагрівача, підвищуючи загальний ККД силового агрегату.

Розглянемо рівняння теплового балансу двигуна:

$$Q_{\text{бал}} = Q_e + Q_{\text{охол}} + Q_{\text{взг}} + Q_{\text{н.з}} + Q_{\text{н.вт}},$$

де Q_e – теплота, еквівалентна ефективній роботі; $Q_{\text{охол}}$ – теплота, втрачена в системі охолодження; $Q_{\text{взг}}$ – теплота, втрачена з відпрацьованими газами; $Q_{\text{н.з}}$ – втрати теплоти внаслідок неповноти згоряння; $Q_{\text{н.вт}}$ – невраховані втрати теплоти.

На рис. 3 наведено тепловий баланс роторного двигуна, отриманого розрахунковим шляхом. В порівнянні із традиційними поршневими двигунами зовнішнього згоряння в роторному двигуні зовнішнього згоряння менше втрачається теплоти в систему охолодження, зростає кількість тепла, що перетворюється в ефективну роботу при частоті обертання вищій за 1000 об/хв, зростають втрати з відпрацьованими газами.

Робочий цикл характеризується наступними показниками: максимальна температура згоряння $T_{z \max} = 1500$ К, максимальний тиск $P = 6$ МПа, механічний коефіцієнт корисної дії $\eta_m = 0,92$; об'ємний ККД $\eta_o = 0,88$, ефективний ККД 38..42 %.

Висновки і перспективи подальших розвідок

В результаті виконаних досліджень спроектовано роторний двигун зовнішнього згоряння, який може створити конкуренцію традиційним двигунам зовнішнього згоряння, внутрішнього згоряння, а при використанні даного двигуна з теплою акумулюючою системою конкуренцію електричним силовим установкам. На дану конструкцію отримано патент №52330А України.

В наступній статті планується висвітлення конструкції дозатора-розподільника, нагрівача, регенератора і охолоджувача, термодинамічний розрахунок.

Кравчук П.В. Устройство, принцип работы и преимущества роторного двигателя внешнего сгорания

Приведена принципиально новая конструкция двигателя внешнего сгорания, реализация термодинамических процессов, выполнено сравнительную характеристику с традиционными двигателями внешнего сгорания.

Ключевые слова: двигатель, внешнее сгорание, ротор, нагреватель, регенератор, охладитель, теплота, баланс, рабочий процесс, индикаторная диаграмма.

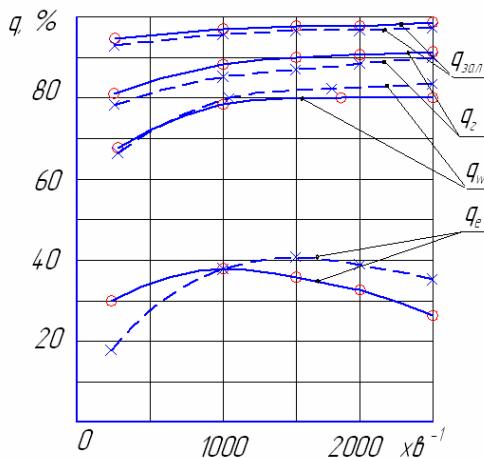


Рис. 3. Тепловий баланс: — для поршневого двигуна зовнішнього згоряння; - - - для роторного двигуна зовнішнього згоряння; q_e – теплота, еквівалентна ефективній роботі; q_w – теплота, втрачена в систему охолодження; q_g – теплота, втрачена з відпрацьованими газами; $q_{\text{зат}}$ – не враховані втрати теплоти

Список літератури

- Бородянский В. М. Двигатели Стирлинга / Бородянский В. М. – М. : Мир, 1975. – 448 с.
- Орлин А .С. Двигатели внутреннего сгорания. Конструкция и расчет поршневых и комбинированных двигателей / Орлин А. С., Вырубов Д. Н., Ивин В. И. – М. : Машиностроение, 1972. – 464 с.
- Двигатели типа Стирлинг фирмы Филипс // Поршневые и газотурбинные двигатели. – М., 1973. – № 11. – 18 с.
- Пат. 52330А Україна, 7F02G1/04,1/06 Роторний двигун із зовнішнім підведенням тепла / П. В. Кравчук (Україна). – № 2002042903 ; заявл.11.04.02 ; опубл. 17.01.2005, Бюл. № 1, 2005 р.

Поступила в редакцию 06.09.2011

УДК 539.3

Канд. техн. наук Ю. В. Мастиновський, Д. І. Анпілогов

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

ІДЕНТИФІКАЦІЯ ПОВЕРХНЕВОГО УШКОДЖЕННЯ В КОНСТРУКЦІЯХ ОБОЛОНКОВОГО ТИПУ

Проаналізовано збурення полів переміщень в перетині ушкодженої оболонки при розриві тріщини. Визначено параметр, який інтегрально описує створення полів переміщень. Оцінено відносне зменшення жорсткості ушкоджених оболонок з різними геометричними параметрами. Одержані результати відповідають рівню чутливості сучасних вимірювальних пристрій.

Ключові слова: ушкоджена оболонка, збурення полів переміщень, відносне зменшення жорсткості.

Вступ

Конструктивні елементи оболонкового типу досить поширені в авіадвигунобудуванні. Важливою є науково-технічна задача ідентифікації ушкоджень таких елементів як в процесі виробництва, так і на початкових стадіях експлуатації. Методи вібраційної діагностики [1], придатні для вирішення цієї задачі, обґрутовано для стрижневих конструкцій [2, 3] або пластин [4], але розповсюдження цих результатів на оболонки є безпідставним.

Ідентифікація ушкодження можлива при аналізі спектру коливань конструкції, але зв'язок параметрів спектру з величиною ушкодження для конструкцій оболонкового типу залишається невизначенним. Головною задачею для розв'язання зазначененої проблеми є аналіз полів переміщень та їх збурень при виникненні ушкодження, а також побудова оцінки відносного зменшення жорсткості конструкції, яке відбувається при виникненні ушкодження, на основі аналізу збурень полів переміщень. Тому актуальним залишається аналіз напружено-деформованого стану циліндричних оболонок з ушкодженням.

Постановка задачі

Розглядається статична задача теорії пружності для циліндричної оболонки радіусом a , товщиною h і центральним кутом ψ_{\max} , яку згинають зовнішнім моментом M_0 , рівномірно розподіленим вздовж контурних твірних оболонки (рис. 1).

Для довгих оболонок за умови нехтування крайовими ефектами достатньо розглянути напружено-деформований стан елементу довжини, який міститься між парою паралельних площин, перпендикулярних до твірної. Цей елемент в перетині є кільцевим сектором (рис. 2).

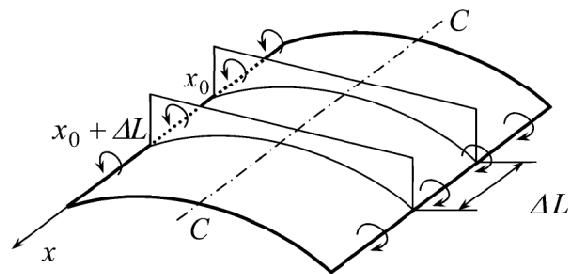


Рис. 1. Згин циліндричної оболонки зовнішнім моментом

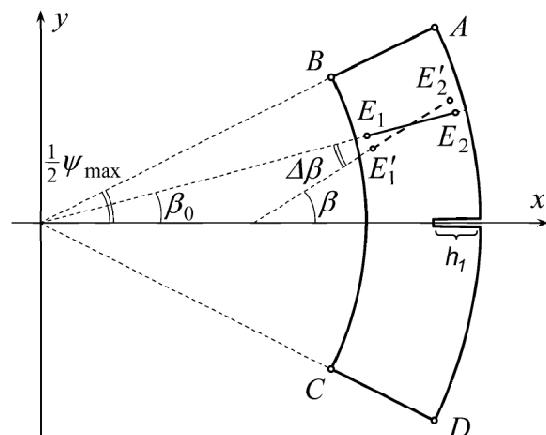


Рис. 2. Перетин циліндричної оболонки

При виникненні ушкодження у вигляді поверхневої тріщини на опуклій поверхні оболонки вздовж напряму CC (рис. 1) цей сектор доповнюється вирізом глибини h_1 на опуклій ділянці AD контуру, який обмежує область кільцевого сектору (рис. 2).

Розв'язання задач теорії пружності для чистого згину таких секторів (без вирізу чи з вирізом) можливо при застосуванні методу комп-

лексних потенціалів М. І. Мусхелішвілі [5] з використанням функцій, які конформно відображають кільцеві сектори на одиничне коло [6]. За умови, що такі функції відомі, за результатами, викладеними в [5], можна побудувати поля переміщень.

Розглянемо відрізок E_1E_2 , проведений вздовж одного з радіусів кільцевого сектору (см. рис. 2). Цей відрізок представляє радіальний перетин кільцевого сектору. Кут β_0 називатимемо кутом розташування радіального перетину. Нехай після деформації згину цей радіальний перетин займає положення $E'_1E'_2$. Це положення можна визначити, використовуючи розв'язки відповідних граничних задач. Кут $\Delta\beta$ називатимемо кутом повороту радіального перетину. Визначимо залежність кута повороту радіального перетину від кута його розташування, $\Delta\beta(\beta_0)$, та поставимо задачу дослідження впливу відносної глибини $\gamma = h_1/h$ вирізу на параметри цієї залежності. Далі, використовуючи ці результати, визначимо кутові розміри зони збурень полів переміщень, зумовлені вирізом, та побудуємо оцінку відносного зменшення жорсткості при розкритті тріщини.

Аналіз полів переміщень

Нехай поле переміщень має компоненти u, v . Введемо безрозмірне поле переміщень $(U, V) = \frac{1}{A}(u, v)$, де $A = 3M_0a^2 / (\mu h^3)$, μ – модуль зсуву. Оберемо $N_p = 20$ точок недеформованого радіального перетину E_1E_2 з координатами (x_i, y_i) . Очевидно, після деформації ці точки матимуть координати $(x_i + AU_i; y_i + AV_i)$. При розташуванні радіального перетину далеко від вирізу ці точки групуються також навколо деякої прямої. Нехай її рівняння

$$y = kx + b, \quad k = \tan \beta. \quad (1)$$

Тут β – кут, який визначає орієнтацію перетину після деформування кільцевого сектору. Коєфіцієнти k, b забезпечують мінімальність відхилення прямої (1) від системи зміщених точок:

$$S \equiv \frac{1}{2} \sum \{k(x_i + AU_i) + b - y_i - AV_i\}^2 \rightarrow \min.$$

Розв'язуючи відповідну систему $\partial S / \partial k = 0$, $\partial S / \partial b = 0$, знаходимо

$$k = \frac{N_p \cdot \sum (x_i + AU_i)(y_i + AV_i) - \sum (x_i + AU_i) \cdot \sum (y_i + AV_i)}{N_p \cdot \sum (x_i + AU_i)^2 - \{\sum (x_i + AU_i)\}^2}. \quad (2)$$

Зауважимо, при зникненні навантаження (тобто при $A = 0$) вираз (2) приймає значення

$$k_0 = \frac{N_p \cdot \sum x_i y_i - \sum x_i \cdot \sum y_i}{N_p \cdot \sum x_i^2 - \{\sum x_i\}^2} = \tan \beta_0, \quad \text{яке відповідає}$$

відсутності деформацій. Використовуючи цю обставину, а також обмежуючись утриманням лінійних членів, запишемо ряд Маклорена функції $k(A)$ (2) у вигляді:

$$k = k_0 + \left. \frac{\partial k}{\partial A} \right|_{A=0} \cdot A. \quad (3)$$

Тоді для кута $\Delta\beta$ повороту перетину E_1E_2 з кутом розташування β_0 маємо

$$\Delta\beta = \beta - \beta_0 \approx \tan \beta - \tan \beta_0 = k - k_0 = \left(\left. a \cdot \frac{\partial k}{\partial A} \right|_{A=0} \right) \cdot \frac{A}{a},$$

де похідна $a \cdot (\partial k / \partial A)|_{A=0}$ може бути обчислена безпосередньо з (2). Типовий графік залежності $(a \cdot \Delta\beta)/A = f(\beta_0)$ зображенено на рис. 3.

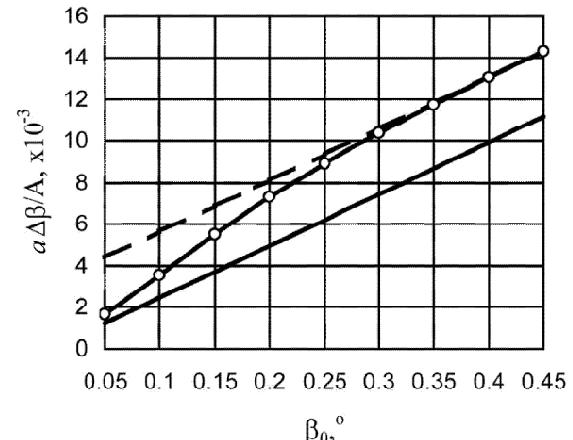


Рис. 3. Накопичення кутів повороту радіальних перетинів

Для кінців E_1, E_2 перетинів прийнято $\sqrt{x^2 + y^2} = (a \pm 0.1h)$. За відсутності вирізу (суцільна лінія) накопичення кута повороту перетину відбувається лінійно. При виникненні вирізу (лінія з маркерами) спочатку відбувається прискорене накопичення, а далі відновлюється лінійний характер цієї залежності, причому з таким самим кутовим коєфіцієнтом, як і за відсутності вирізу. Відновлення лінійної залежності при певному значенні β_0 значить, що кутові розміри зони збурень полів переміщень при виникненні вирізу є меншими за β_0 . Ці кутові розміри,

як бачимо, слід оцінювати десятими долями кутового градусу. Подальше накопичення кутів повороту перетинів можна асимптотично описати залежністю

$$(a \cdot \Delta\beta)/A = p\beta_0 \quad (4)$$

при відсутності вирізу, або залежністю

$$(a \cdot \Delta\beta')/A = p\beta_0 + q \quad (5)$$

при наявності вирізу. Кутовий коефіцієнт p може бути обчислений за допомогою методу найменших квадратів з використанням точок суцільної кривої рис. 3, а вільний член q — тим самим методом з використанням точок кривої з маркерами; ці точки треба розташовувати поза зону впливу вирізу на напруженено-деформований стан кільцевого сектору. Втім, розрахунки за наведеною схемою доводять, що величину p можна обчислити також застосовуючи методи опору матеріалів. Результат в припущені поздовжніх зусиль має вигляд

$$p \approx p_0 = \frac{1}{6(1+v)} \cdot \frac{\alpha^2}{1 - \alpha / \ln \frac{2+\alpha}{2-\alpha}}. \quad (6)$$

Тут через $\alpha = h/a$ позначено відносну товщину сектору; v — коефіцієнт Пуассона матеріалу. Навпаки, визначити вільний член q , виходячи з уявлень опору матеріалів, неможливо, оскільки область застосування цих уявлень, очевидно, не розповсюджується на випадки наявності вирізу.

Багаторазові розрахунки накопичених кутів повороту радіальних перетинів з одержанням даних, подібних до представлених на рис. 3, дозволяють скласти уявлення про поведінку вільного члену q в залежності від відносної глибини вирізу при різних відносних товщинах кільцевих секторів. По-перше, вільний член q збільшується при збільшенні відносної глибини вирізу γ : що глибший виріз, то більшою мірою спостерігається порушення рівномірності накопичення кутів повороту перетинів. По-друге, виявлений ефект є тим більш сильним, чим більшою є відносна товщина кільцевого сектору. Ці обидві обставини представлено графічно на рис. 4.

Оцінка відносного зменшення жорсткості

Визначимо жорсткість кільцевого сектору як коефіцієнт пропорційності між моментом M_0 та взаємним кутом $2\Delta\beta$ (чи $2\Delta\beta'$) повороту граничних радіальних перетинів (тобто таких перетинів, для яких кути розташування становлять $\beta_0 = \pm \frac{1}{2}\psi_{\max}$; цим перетинам відповідають

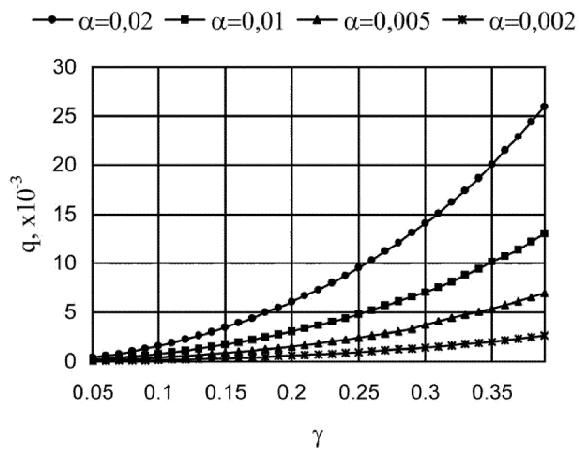


Рис. 4. Залежність параметру q від відносної глибини вирізу

ділянки AB та CD на рис. 2). Тоді жорсткість C_1 сектору без вирізу можна визначити співвідношенням формально аналогічним до закону Гука: $M_0 = C_1 \cdot 2\Delta\beta$. При використанні асимптотики (4) маємо:

$$M_0 = C_1 \cdot p\psi_{\max} \cdot \frac{A}{a}.$$

Аналогічно, жорсткість C_2 сектору з вирізом визначимо співвідношенням $M_0 = C_2 \cdot 2\Delta\beta'$. При використанні асимптотики (5) маємо:

$$M_0 = C_2 \cdot (p\psi_{\max} + 2q) \cdot \frac{A}{a}.$$

Тоді для відносного зменшення жорсткості одержуємо

$$\frac{C_1 - C_2}{C_1} = \frac{2q}{p\psi_{\max} + 2q}.$$

Практика розрахунків за цією формулою дозволяє помітити, що $p\psi_{\max} \gg 2q$. Остаточно одержуємо

$$\frac{C_1 - C_2}{C_1} = \frac{2q}{p\psi_{\max}}. \quad (7)$$

Для конкретного кільцевого сектору параметри ψ_{\max} , a , h і, отже, з урахуванням (6), величина p залишаються сталими незалежно від відносної глибини вирізу. Тому можна стверджувати, що поведінка вільного члену q , яка представлена на рис. 4, надає уявлення про залежність відносного зменшення жорсткості $\frac{C_1 - C_2}{C_1}$ від відносної глибини вирізу для кільцевого сектору з певною геометрією.

Приклад ідентифікації ушкодження

Наведемо приклад застосування формули (7).

Нехай є сектор з параметрами $\psi_{\max} = 45^\circ$, $a = h/a = 0,01$. З (6) маємо $p = 0,0248$.

Нехай при вимірюванні параметрів віброзигналу виявилось, що відносний рівень сталої складової становить $D_0 = 1,1\%$, а коефіцієнт гармонічних спотворень дорівнює $G = 0,27\%$. Ці значення на 2–3 порядки перевищують чутливість сучасних вимірювальних пристрій. Так, плата віброаналізу NIPXI-4461 має 24-роздрядний АЦП з власними гармонійними спотвореннями не більше -107 dB (0,00044%). Це дозволяє вимірювати коефіцієнт гармонік 0,003% з погрішністю не більше $\pm 0,0005\%$ [8]. Калибратор-вимірювач нелінійних спотворень СК6-20 вимірює коефіцієнт гармонік починаючи з 0,001% [9].

При здійсненні гармонічного аналізу розв'язку рівняння вільних коливань білінійного осцилятору встановлено [7], що постійна складова коливань та коефіцієнт гармонічних спотворень пов'язані з відносним зменшенням жорсткості співвідношеннями

$$D_0 = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{C_1 - C_2}{C_1}, \quad G = \frac{2}{9\pi} \cdot \frac{C_1 - C_2}{C_1}.$$

Використовуючи надані значення, отримуємо

$$\frac{C_1 - C_2}{C_1} = \pi D_0 \approx \frac{9\pi}{2} G \approx 0,035. \text{ Тоді з (7) маємо:}$$

$$q = \frac{p\Psi_{\max}}{2} \cdot \frac{C_1 - C_2}{C_1} = \frac{0,0248 \cdot 45^\circ}{2} \cdot 0,035 \approx 0,0195^\circ.$$

За графіком рис. 4 (верхня крива) знаходимо $\gamma = h_1/h = 0,35$. Таким чином, попри удавану малість, відносне зменшення жорсткості відповідає параметрам вібросигналу, надійно вимірюваним в розглядуваному діапазоні, і є придатним для оцінки величини ушкодження.

Висновки

В роботі з використанням розв'язку відповідної граничної задачі теорії пружності для кільцевого сектору, який моделює перетин циліндричної оболонки та має виріз, що моделює поверхневу тріщину, проаналізовано збурення полів переміщень при розкритті тріщини. Визначено кутові розміри зони збурень та проаналізовано накопичення кутів повороту радіальних перетинів в секторах без вирізу та з вирізом. Це надало змогу ввести параметр, який в інтегральному сенсі описує спотворення полів переміщень.

З використанням цього параметру одержано просту оцінку відносного зменшення жорсткості оболонки на згин при розкритті тріщини, придатну для інженерних застосувань. Ця оцінка узагальнює розв'язки граничних задач для кільцевих секторів з різними геометричними параметрами. Одержані результати відповідають рівню чутливості сучасних вимірювальних пристрій.

Список літератури

- Постнов В. А. Определение повреждений упругих систем путем математической обработки частотных спектров, полученных из эксперимента / В. А. Постнов // Механика твердого тела. – 2000. – № 6. – С. 155–160.
- Бовсуновский А. П. Диагностика закрывающихся трещин в стержневых элементах при нелинейных резонансах методом варьирования асимметрией вынуждающей силы / А. П. Бовсуновский, О. А. Бовсуновский // Проблемы прочности. – 2010. – № 4. – С. 50–61.
- Damage detection method in complicated beams with varying flexural stiffness / Kan Feng, Zheng Li, Gui-yun Gao, Xian-yue Su // Applied Mathematics and Mechanics. – 2011. – Vol. 32, № 4. – P. 469–478.
- Huang C. S. Vibrations of rectangular plates with internal cracks or slits / C.S. Huang, A.W. Leissa, C.W. Chan // International Journal of Mechanical Sciences. – 2011. – Vol. 53, № 6. – P. 436–445. (метод Ритца).
- Мусхелишвили Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Мусхелишвили Н. И. – Изд. 5-е, испр. и доп. – М. : «Наука», 1966. – 707 с.
- Анпилогов Д. И. Построение конформного отображения кольцевых секторов на единичный круг / Анпилогов Д. И. // Вестник Харьк. нац. ун-та. Сер. «Матем., прикл. матем. и мех.». – 2007. – № 790, вып. 57. – С. 146–157.
- Анпилогов Д. И. Расчет относительного уменьшения жесткости поврежденного кольцевого сектора на основе анализа поля перемещений / Д. И. Анпилогов // Прикладная механика. – 2010. – Т. 46, № 8. – С. 90–105.
- Пивак А. В. Измерение коэффициента гармоник напряжения сигнала, заданного во временной области [Електрон. ресурс] / А. В. Пивак. – Електрон. дані. – Режим доступу: <http://www.prist.ru/info.php/articles/kni.htm>. – Назва з екрана.
- Калибратор-измеритель нелинейных искажений СК6-20 [Ел. ресурс]. – Ел. дані. – Режим доступу: http://www.npcentre.ru/view_item.php?id=63. – Назва з титул. екрана.

Поступила в редакцию 24.11.2011

Мастиновский Ю.В., Анпилогов Д.И. Идентификация поверхностного повреждения в конструкциях оболочечного типа

Проанализировано возмущение полей перемещений в сечении поврежденной оболочки при раскрытии трещины. Определен параметр, который интегрально описывает искажение полей перемещений. Оценено относительное уменьшение жесткости поврежденных оболочек с разными геометрическими параметрами. Полученные результаты соответствуют уровню чувствительности современных измерительных приборов.

Ключевые слова: поврежденная оболочка, возмущение поля перемещений, относительное уменьшение жесткости.

Mastinivskiy Yu., Anpilogov D. Identification of surface damage in shell-type constructions

Displacement fields perturbation in a section of damaged shell when crack disclosing is analyzed. Parameter that describes the displacement fields distortion integrally is defined. The relative decrease of stiffness of damaged shells with different geometric parameters is estimated. The obtained results correspond to the sensitivity level of modern instrumentation.

Key words: damaged shell, displacement fields perturbation, relative decrease of stiffness.

УДК 621.438-762

В. И. Яишников, А. М. Карпенко

ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

ГАЗОТУРБИННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ НАЗЕМНОГО ТРАНСПОРТА

В данной статье представлен газотурбинный двигатель (ГТД) для наземного транспорта. Это двигатель новой схемы с регулированием термодинамического цикла и с биротативной турбиной. Приведены основные параметры двигателя, описана его конструкция, выполнено сравнение с обычными ГТД. Оценены перспективы использования разработанного двигателя в качестве силовой установки для автомобиля.

Ключевые слова: автомобильный газотурбинный двигатель, биротативная турбина, переменный цикл двигателя.

Введение

Автомобильный транспорт – один из основных источников загрязнения атмосферы продуктами сгорания органических топлив. Дальнейшие усилия, направленные на снижение токсичности продуктов сгорания автомобильных поршневых двигателей, по-видимому, не приведут к радикальному улучшению их экологических характеристик. Применение различных фильтров и нейтрализаторов значительно увеличивает стоимость двигателей, требует использования редких металлов и повышения качества топлива.

В настоящее время актуальна разработка экологически чистых силовых установок для наземного транспорта на базе газотурбинных двигателей, которые бы могли стать реальной экологически чистой альтернативой поршневым двигателям.

Автомобильный ГТД

Газотурбинный двигатель для автомобиля – это использование всех видов топлива, низкие эмиссии вредных веществ, низкий уровень шума и вибраций, меньший вес и габариты, малый рас-

ход масла, легкий запуск при отрицательных температурах и др. [1–3].

К недостаткам традиционных ГТД относится увеличенный расход топлива, необходимость применения регулируемого соплового аппарата свободной турбины или применение автоматической гидравлической трансмиссии для обеспечения разгона и ускорения автомобиля и другие.

Предлагаемый ГТД с биротативной турбиной и простым способом регулирования термодинамического цикла не только уменьшает или устраняет вышеуказанные недостатки, но и дает много дополнительных возможностей и преимуществ по сравнению с обычным ГТД, что позволяет улучшить и получить новые технические характеристики автомобиля.

Конструктивная схема и особенности предлагаемого ГТД

Схематичный продольный разрез двигателя показан на рис. 1.

ГТД состоит из входного устройства, центробежного компрессора с регулируемым направляющим аппаратом, кольцевой камеры сгора-

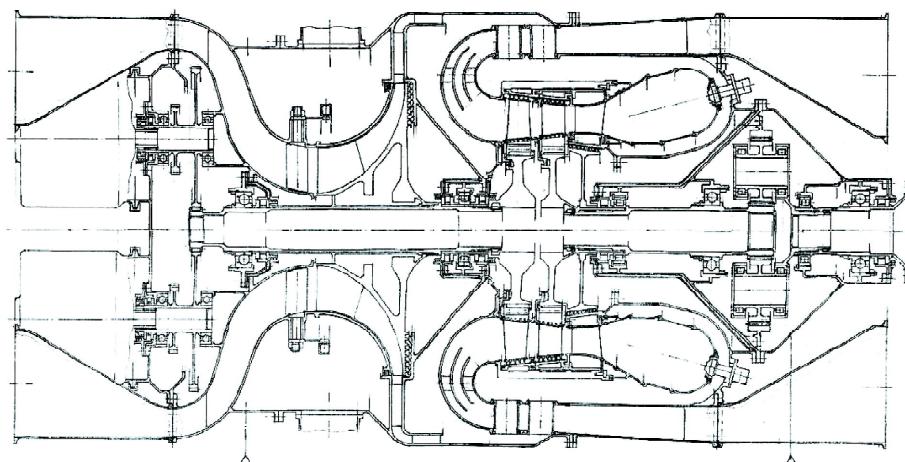


Рис. 1. Схема продольного разреза ГТД

ния (КС), двух ступеней осевой турбины с противоположным вращением и без соплового аппарата между ними, а также выходного устройства. Исследования биротативных турбин выполнены в работах [4–8].

Турбина высокого давления является свободной турбиной (СТ), а турбина низкого давления — турбиной компрессора (ТК).

Предлагаемый ГТД обладает переменным термодинамическим циклом с уникальными свойствами. Простой способ осуществления переменного цикла. В двигателе нет регулируемых лопаток турбины. Изменение параметров цикла двигателя осуществляется за счет изменения оборотов СТ. Уменьшение оборотов смешает на характеристике компрессора точку совместной работы компрессора и ТК на меньшие степени сжатия и увеличенные расходы воздуха за счет увеличения степени расширения ТК. Это позволяет получать необходимые параметры двигателя, в том числе и запасы устойчивости компрессора. Обороты СТ относятся к параметрам регулирования двигателя.

Были выполнены термодинамические, газодинамические, прочностные, гидравлические и другие расчеты предлагаемого двигателя мощностью 800 л.с. Выполнена эскизная компоновка и создана математическая модель двигателя.

За счет переменного цикла работающий двигатель имеет следующие возможности:

- значительное изменение параметров двигателя в зависимости от условий эксплуатации;
- при обнаружении системой контроля и диагностики неисправности двигателя, система регулирования может автоматически и независимо уменьшать температуру газа или обороты роторов без уменьшения мощности двигателя;
- большое изменение (до 20%) и получение необходимых запасов устойчивости компрессора на всех режимах работы двигателя;
- снижение температуры газа на 100...150 К при постоянной мощности двигателя;
- увеличение мощности двигателя на 40...50% при постоянной температуре газа;
- отбор воздуха за компрессором (до 20%) и отбор мощности от ротора ТК (до 40%) при постоянной температуре газа и постоянной мощности двигателя;
- отбор воздуха за компрессором (до 55%) и отбор мощности от ротора ТК (до 100%) при постоянной температуре газа и минимальных оборотах и мощности СТ;
- при суммарном увеличении потерь полного давления на входе на 1%, на выходе из двигателя на 2%, в КС на 1%, уменьшении К.П.Д. компрессора на 3%, ступеней турбин на 2%, увеличении отборов воздуха на 2%, и мощности от ротора ТК на 2% возможно получение заданной мощности двигателя без увеличения температу-

ры газа (в обычном ГТД температура газа увеличивается на 150...170 К);

- улучшение запуска двигателя и уменьшение времени приемистости за счет увеличения степени расширения ТК при низких оборотах СТ;

- меньший уровень шума.

Приведенные выше максимальные результаты получены при увеличении оборотов компрессора на 3–4% от оборотов при расчетной мощности двигателя.

Конструкция двигателя приспособлена для применения рекуператора с целью снижения расхода топлива. Простой, легкий и надежный рекуператор со степенью рекуперации 0.4 уменьшает расход топлива на 20%.

В двигателе используются освоенные материалы и технологии. Двигатель находится на самом передовом уровне современных перспективных идей газотурбостроения.

В качестве примера ниже рассмотрим характеристики и особенности ГТД мощностью 800 л.с. для суперавтомобиля и болида Формулы 1.

Двигатель для суперавтомобиля

Двигатель имеет два вала вывода мощности. Вал вывода мощности от СТ и вал вывода избыточной мощности от ТК.

Автомобиль не имеет коробки скоростей и сцепления. Мощность с вала СТ передается прямо на колеса автомобиля, а избыточная мощность от ТК передается на электрогенератор (мощностью 150 л.с. и с оборотами 41000 об/мин) и далее через электромотор на колеса автомобиля. Избыточная мощность на турбине компрессора появляется при низких оборотах свободной турбины, то есть при низких скоростях движения автомобиля. Мощность электрогенератора и электромотора используется, в основном, при старте и ускорении автомобиля.

Электрогенератор и электромотор могут быть заменены на воздушную турбину мощностью 150 л.с., которая использует отбор воздуха на выходе из компрессора или на гидравлическую автоматическую передачу мощностью 150 л.с.

При разгоне автомобиля до скорости 100 км/ч за 3 с номинальная мощность предлагаемого ГТД в два раза меньше, чем у обычного ГТД.

Мощность двигателя — 800 л.с., кратковременно 1050 л.с.,

Обороты двигателя — 8000 об/мин,

Крутящий момент — 1431 Н·м, вес двигателя — 110 кг,

Размеры двигателя: ширина 390 мм, высота 390 мм, длина 800 мм;

Вход воздуха — 4 трубы диаметром 98 мм;

Выход газа — 4 трубы диаметром 106 мм.

В таблице 1 приведено изменение параметров перспективного двигателя при разгоне автомобиля весом 1000 кг от 0 км/час до 400 км/час.

Таблица 1 – Ускорение автомобиля весом 1000 кг

Скорость автомобиля	км/час	0	100	200	300	400
Мощность двигателя	л.с.	0	355	579	741	800
Обороты ТК	об/мин	41000	41000	41000	41000	41000
Обороты СТ	об/мин	0	6575	13150	19725	26300
Обороты двигателя	об/мин	0	2000	4000	6000	8000
Крутящий момент двигателя	Н·м	1431	1247	1017	868	702
Время	с	0	2,99	6,93	12,43	22,93

Таблица 2 – Сравнение вариантов трансмиссии автомобиля

Вариант	Номинальная мощность двигателя, л.с.	Удельный расход топлива, кг/л.с.·час	Мощность трансмиссии, л.с.	Удельный расход топлива при мощности двигателя 260 л.с., кг/л.с.·час
1	800	0,255	150	0,332
2	1600	0,255	0	0,526
3	1000	0,306	1000	0,426

В таблице 2 приведены данные трех вариантов трансмиссий ГТД для суперавтомобиля. Вес автомобиля 1000 кг, время разгона до 100 км/час – 3 с, максимальная скорость 400 км/час. Вариант 1 – предлагаемый двигатель.

Трансмиссия – электрогенератор/электромотор мощностью 150 л.с.

Вариант 2 – обычный ГТД с прямой передачей мощности от СТ на колеса автомобиля. При оборотах СТ до 25 %, что соответствует скорости автомобиля 100 км/час, мощность турбины значительно уменьшается из-за снижения КПД турбин и потеря мощности закрученного потока газа в выходном устройстве. Это приводит к увеличению номинальной мощности ГТД до 1600 л.с.

Вариант 3 – обычный ГТД с трансмиссией электрогенератор/электромотор или автоматическая трансмиссия без прерывания потока мощности (например, гидравлическая). Потери мощности в трансмиссии не менее 20 %. Мощность двигателя и трансмиссии 1000 л.с.

Силовая установка (двигатель и трансмиссия) суперавтомобиля, с предлагаемым ГТД, превос-

ходит силовую установку с обычным ГТД по весу, габаритам, расходу топлива и стоимости.

Предлагаемый двигатель имеет меньший вес и габариты, меньшую стоимость и эксплуатационные расходы, большие ресурсы, надежность и живучесть, меньшие стоимость и время на изготовления опытных экземпляров, доводку и сертификацию двигателя.

Перспективы развития двигателей

Присоединение аккумуляторных батарей к электрической сети электрогенератора и электродвигателя позволяет создать гибридный ГТД. Это увеличивает возможности двигателя и автомобиля, в частности: при разгоне и торможении, накопление энергии торможения и др.

Использование керамики. Передача мощности между ТК, СТ и аккумуляторной батареей уменьшает до минимума изменение температур лопаток турбины при изменении мощности двигателя и скорости автомобиля начиная с холостого хода, что позволяет применять в ГТД керамические детали. Параметры такого двигателя приведены в таблице 3.

Таблица 3 – Параметры двигателя с использованием керамики

Скорость автомобиля	км/час	0, холостой ход	100	200	300	400
Мощность двигателя	л.с.	0	355	483	628	765
Обороты ТК	об/мин	38000	39000	41000	41000	42000
Обороты СТ	об/мин	0	6575	13150	19725	26300
Обороты двигателя	об/мин	0	2000	4000	6000	8000
Температура газа на лопатках ТК	К	939	944	980	981	1002
Температура газа на лопатках СТ	К	1186	1208	1274	1285	1318
Температура воздуха на входе в рекуператор	К	548	560	585	585	598
Температура воздуха на выходе из рекуператора. КПД рекуператора 0.85	К	821	821	841	841	868

Использование рекуператора. Небольшое изменение температур деталей позволяет помимо керамики использовать в таком гибридном двигателе и рекуператор, термические напряжения которого тоже снижаются (по сравнению с его применением в обычном ГТД), что повысит его надежность и долговечность. При этом возможно допускать утечку в рекуператоре до 20% расхода воздуха из-за потери герметичности без уменьшения мощности двигателя.

ГТД для автомобилей Формулы 1 (F1)

Тот же ГТД мощностью 800 л.с. может быть применен для автомобиля F1. В таблице 4 приве-

дено сравнение технических данных автомобиля F1 с обычным поршневым двигателем (соответствующему регламенту соревнований 2010 года) и с предлагаемым газотурбинным двигателем.

Автомобиль F1 с ГТД ни в чем не уступает автомобилю с обычным поршневым двигателем, но имеет следующие преимущества (см. табл. 4):

- использование всех видов топлива, низкие эмиссии вредных веществ.

- большая надежность, ресурс и меньшая стоимость двигателей и трансмиссии, пункты 2.7, 2.8, 3.4, 3.5.

- большая надежность и ресурс шин и тормозов, пункты 5.1.1, 5.1.2, 6.1, 6.2;

Таблица 4 – Сравнение технических характеристик болида F1 с поршневым двигателем и с ГТД

1	Автомобиль	F1	Аналог F1 (с ГТД)
2	Двигатель	F1	ГТД 800 лс
2.1	Мощность	л.с.	800
2.2	Крутящий момент	Н·м	1431
2.3	Вес	кг	100
2.4	Размеры	мм	518/555/595
2.5	Топливо		Бензин
2.5.1	Удельный расход топлива	кг/л.с.·час	0.200
2.5.2	Расход топлива при гонке	кг/100 км	52.0
2.5.3	Расход топлива за уик-энд	л	1200
2.6	Стоимость двигателя	\$	160 000
2.7	Стоимость двигателей за сезон	\$	2 000 000
2.8	Ресурс двигателя	час	10
3	Трансмиссия		Коробка передач
3.1	Мощность трансмиссии	л.с.	800
3.2	КПД		0.8
3.3	Вес	кг	35
3.4	Стоимость коробки	\$	130 000
3.5	Стоимость коробок за сезон	\$	1 300 000
4	Расход масла за уик-энд		
4.1	Двигатель	л	70
4.2	Трансмиссия	л	60
5	Отбор сжатого воздуха от двигателя		скорость до 150 км/час: Расход 0.9 кг/сек, Давление 6.5 кг/см ² , Температура 320 °C.
5.1	Применение эжекторов с использованием отбора согласно п. 5	нет	Расход 2...5 кг/сек, Температура 50 °C...200 °C
5.1.1	Автономный нагрев и охлаждение шин на стоянке и в движении	нет	Воздухом согласно п. 5.1
5.1.2	Автономное охлаждение тормозов на стоянке и в движении	нет	Воздухом согласно п. 5.1
6	Создание реактивной тяги с помощью эжектора при скорости до 150 км/час	кгс	нет
6.1	Применение реактивной тяги при повороте для уменьшения центробежной силы.		150 кгс Увеличение скорости при повороте
6.2	Применение реактивной тяги и поглощение энергии торможения генератором электрической трансмиссии		нет Увеличение эффективности торможения. Торможение со скорости 150 км/час до остановки за 3 сек без применения тормозов
7	Система накопления энергии торможения KERS		
8	Увеличение ресурса и надежности шин и тормозов		Электрическая. Получается добавлением аккумуляторов к электрической трансмиссии (п.3) За счет пунктов 5.1.1, 5.1.2, 6.1, 6.2
9	Температура газа на выхлопе	С	950 °C
9.1	Создание граунд-эффекта с помощью выхлопной струи		750 °C Более эффективно: меньшая температура газа и больший расход газа
10	Удельный расход топлива при применении теплообменника	кг/л.с.·час	нет
			0.170

- меньший расход масла, пункт 4;
- большая скорость перед торможением, при повороте и ускорении, пункты 5, 5.1, 5.1.1, 5.1.2, 6.1, 6.2;
- система KERS с использованием элементов трансмиссии, пункт 7;
- более эффективное создание граунд эффекта, пункт 9.1;
- снижение расхода топлива при применении теплообменника, пункт 10;
- кратковременное (35 секунд) увеличение мощности до 1050 л.с. значительно увеличивает перечисленные возможности и преимущества.

Выводы

Предлагаемый ГТД новой схемы с биротативной турбиной и регулируемым термодинамическим циклом имеет преимущества и новые возможности по сравнению с обычным ГТД и может быть применен для автомобилей, грузовиков, скоростных поездов, катеров и др. Диапазон мощностей – 150 л.с.–3500 л.с.

Список литературы

1. Ю. Елисеев ФНПЦ ММПП «Салют» / Ю. Елисеев, В. Николенко // Транспортные автомобильные газотурбинные установки. «Газотур-

- бинные Технологии», январь-февраль 2001. – С. 34-36.
2. Яишников В. И. Малоразмерные газотурбинные двигатели с биротативной турбиной / Яишников В. И. // Авиационно-космическая техника и технология. НАКУ «ХАИ». – 2006. – № 10 (36). – С. 173–174.
3. Gas turbine back on the F1. «Race Tech International», September, 2010, № 119.
4. Ji Lu Cheng. Numerical Investigations about the Vaneless Counter-Rotating Turbine for Cold-Air Test. ASME Paper, GT-2004-53333.
5. Fung Xiang-Jun. Research of a supersonic axial vaneless rotor – rotor turbine. ASME Paper, GT-2008-50509.
6. Fang Xiang-Jun, Liu Si-Yong, Wang Ping. Application of a 3D blade design method for supersonic vaneless contra-rotating turbine. ASME Paper, GT-2008-50510.
7. Zhao Qing-Jun. Influence of hot streak/airfoil count ratios on high pressure stage of a vaneless counter-rotating turbine. ASME Paper, GT-2008-50542.
8. Tomas Grunstedt. A contra-rotating variable cycle turbofan engine. ISABE-2009-1161.

Поступила в редакцию 08.09.2011

Яишников В.І., Карпенко А. М. Газотурбінний двигун для наземного транспорту

У даній статті представлений газотурбінний двигун (ГТД) для наземного транспорту. Це двигун нової схеми з регулюванням термодинамічного циклу та з біротативною турбіною. Наведені основні параметри двигуна, описана його конструкція, виконано порівняння зі звичайними ГТД. Оцінені перспективи використання розробленого двигуна в якості силової установки для автомобіля.

Ключові слова: автомобільний газотурбінний двигун, біротативна турбіна, змінний цикл двигуна.

Yaishnikov V., Karpenko A. Gas-turbine engine for land vehicles

The gas-turbine engine (GTE) for a surface transport is presented in the current article. This is the new scheme engine with regulation of thermodynamic cycle and with contra-rotating vaneless turbine. Main parameters and design of the engine are presented in the article. Comparison of proposed engine with traditional GTE is also given. Possibilities and perspectives of using of proposed engine as a power plant for automobile were estimated and presented.

Key words: automobile gas-turbine engine, contra-rotating vaneless turbine, variable cycle of engine.

УДК 621.43.052

*Д-р техн. наук Г. І. Слинько, В. В. Невретов**Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя*

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ КОНСТРУКЦІЇ ВПУСКНОЇ СИСТЕМИ ДВИГУНА ВАЗ 2101 НА ПОЛІПШЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ХАРАКТЕРИСТИК

На підставі проведеного моделювання процесу впуску карбюраторного двигуна внутрішнього згоряння ВАЗ 2101 отримані розподіли тиску та концентрації бензину по площині базового впускного колектора, які свідчать про недосконалість конструкції впускної системи. Для усунення виявлених недоліків запропоновано замінити базовий впускний колектор на досконалений, що передбачає застосування інерційно-резонансного наддува. Спостерігається високий позитивний ефект.

Ключові слова: ДВЗ, впускна система, резонансний наддув, потужність, ефективність.

Кількість автомобілів на дорогах України зростає з кожним днем. Значна частина транспорту на теренах СНД приводиться в рух за допомогою карбюраторних двигунів внутрішнього згоряння, які не є економічними у порівнянні з сучасними та перспективними двигунами. У більшості карбюраторних двигунів застосовуються впускні колектори різноманітних форм, які не є досконалими і потребують доводки або модернізації (рис. 1).

Основною вимогою, яку пред'являють до автомобільного двигуна, є отримання заданої потужності при найменших витраті палива, габаритах та вазі. Успішне вирішення цієї задачі визначається, по-перше, кількістю паливної суміші, яка поступає до циліндра і, по-друге, удосконаленням процесу перетворення теплової енергії в механічну. Якщо питанням вивчення процесу зго-

ряння приділяється достатньо уваги, то процес наповнення вивчений відносно мало. Між тим, вагове наповнення циліндрів безпосередньо впливає на протікання робочого процесу, так як тиск у кінці такту впуску є прямо пропорційним середньому тиску циклу. Як наслідок, якісне наповнення забезпечує двигуну підвищену потужність при заданому робочому об'ємі.

Вплив впускної системи дуже великий в двигунах з кількісним регулюванням, в яких потужність змінюється в залежності від кількості паливної суміші, що потрапляє до циліндрів двигуна. В двигунах цього типу процес сумішоутворення не завершується в карбюраторі, а продовжується у впускному колекторі. В залежності від того, як добре впускна система забезпечує приготування паливної суміші, двигун працює більш або менш економічно та ефективно. Тому факторами, які визначають конструкцію та розмір впускної системи карбюраторного двигуна, є не тільки забезпечуваний коефіцієнт наповнення але й якість паливної суміші, яка потрапляє до циліндрів двигуна.

При проходженні впускного тракта тиск суміші знижується, за рахунок місцевих втрат та втрат по довжині. За допомогою рівняння Бернуллі, яке являє собою закон збереження енергії для двох довільних перетинів трубопроводу, отримуємо формулу, для знаходження втрат тиску у впускній системі:

$$\Delta P_a = \left(1 + \xi_{\text{сп}} + \lambda \cdot \frac{l}{d}\right) \cdot \frac{\omega_{\text{кл}}^2}{2} \cdot \rho, \quad (1)$$

де $\xi_{\text{сп}}$ – коефіцієнт місцевих втрат;

λ – коефіцієнт втрат на тертя по довжині;

l, d – довжина і діаметр трубопроводу відповідно;

$\omega_{\text{кл}}$ – середня швидкість руху заряду в про-

хідному перетині клапана;

ρ – густина середовища у трубопроводі.



Рис. 1. Загальний вид впускного колектора карбюраторного чотирициліндрового двигуна

З отриманої формули видно, що на втрати тиску впливає довжина та діаметр впускного тракта, значну частину якого складає впускний колектор. Виникає необхідність дослідження впливу конструктивних параметрів впускного тракта, для якого потрібно змоделювати тривимірну течію газа по базовому впусканому колектору.

Для вирішення поставленої задачі був обраzenий програмний комплекс FlowVision, який заснований на чисельному вирішенні тривимірних стаціонарних та нестаціонарних рівнянь динаміки рідини та газу, що включають в себе закони збереження маси, імпульса та рівняння стану.

Результатом дослідження є розподіл тиску по площині базового впусканого колектора (рис. 2), який відображає тиск в моменти відкриття впускних клапанів. Як видно з рисунка, при послідовному відкритті впускних клапанів тиск у впусканому колекторі змінюється, утворюючи локальні зони з підвищеним та пониженим тисками. Різниця значень тисків спричиняє коливання, що призводить до нерівномірного наповнювання циліндрів.

Також при дослідженні був отриманий розподіл концентрації бензину в повітрі по площині базового впусканого колектора (рис. 3). Очевидно, що в патрубки 2 і 3 поступає більш збагачена суміш. Це обумовлено тим, що в процесі сумішоутворення на стінках впусканого тракта за карбюратором виникає плівка палива. Ця плівка, особливо при низькій температурі повітря, не завжди встигає випаровуватись і досягає впускних каналів у головці блоку циліндрів, в першу чергу тих, відстань до яких коротша.

На підставі отриманих даних, за допомогою комп'ютерної програми DVS-2 [1], був проведений тепловий розрахунок двигуна ВАЗ 2101 при різних значеннях тиску в кінці такту впуска. Отримавши значення основних експлуатаційних характеристик, були побудовані залежності ефективних показників роботи двигуна ВАЗ 2101 від тиску в кінці такту впуска (рис. 4). Збільшення тиску призводить до зростання ефективних потужності, крутного момента та ККД двигуна, при цьому витрата палива зменшується.

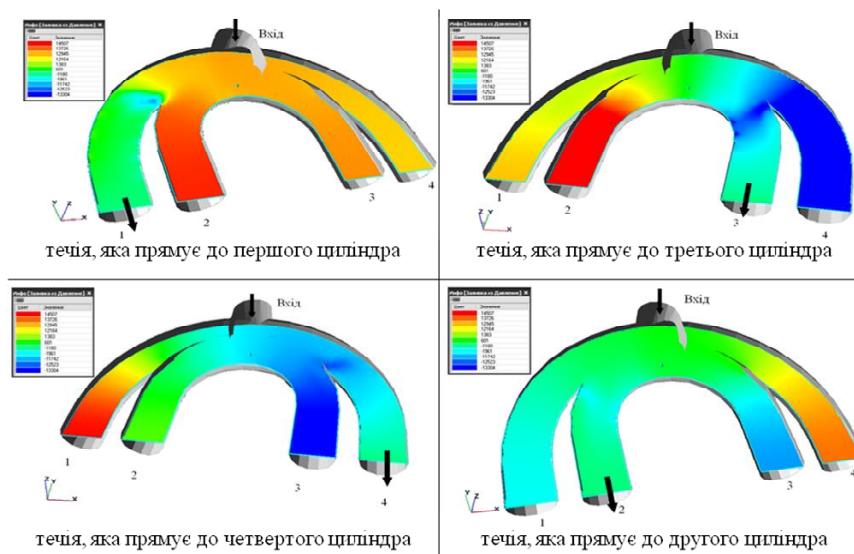


Рис. 2. Розподіл тиску по площині базового впусканого колектора: 1, 2, 3, 4 – виходи до відповідних циліндрів двигуна

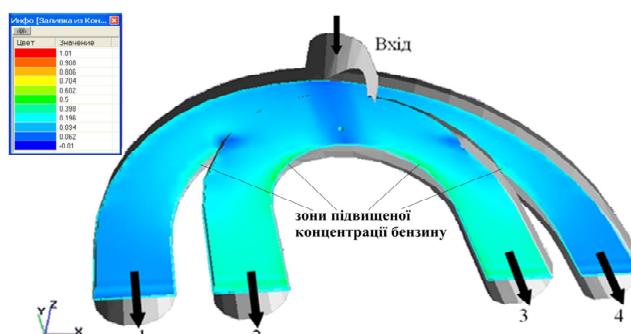


Рис. 3. Розподіл концентрації бензину в повітрі по площині базового впусканого колектора: 1, 2, 3, 4 – виходи до відповідних циліндрів двигуна

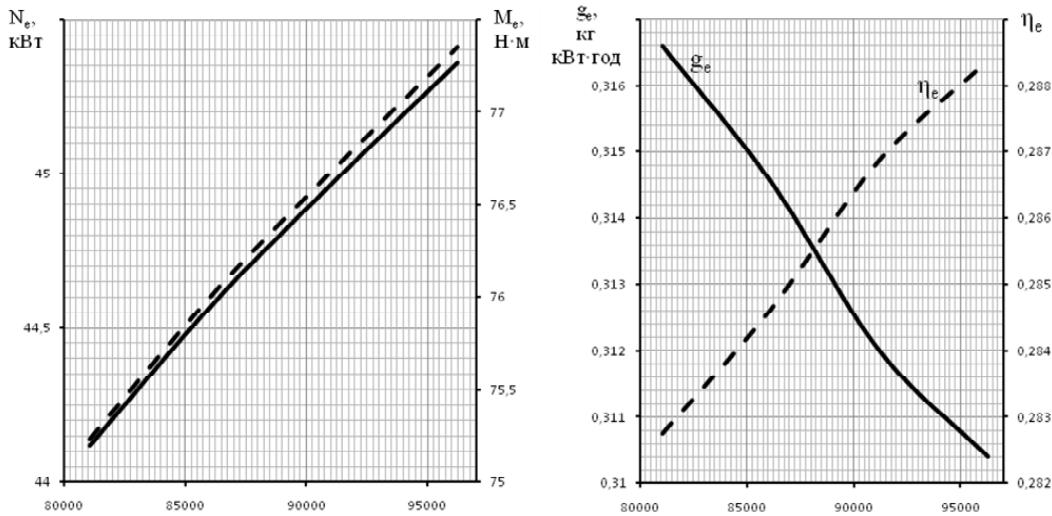


Рис. 4. Залежність ефективних потужності N_e , крутного момента M_e , витрат палива g_e та ККД η_e двигуна ВАЗ 2101 від тиску в кінці такту впуска p_a

Отже, конструкція впускного тракта двигуна ВАЗ 2101 та періодичність роботи викликають пульсації тиску у впускній системі, що не дозволяє циліндрам наповнюватись в повній мірі. Конструкція системи впуску не забезпечує приготування необхідної паливо-повітряної суміші, в результаті чого суміш в одних циліндрах значно відрізняється від інших за якістю, як наслідок, погіршуються експлуатаційні показники роботи двигуна.

На підставі висновків, що вказують про недосконалу конструкцію базового впускного колектора, яка знижує працездатність двигуна ВАЗ 2101, пропонуємо замінити його на новий, більш досконалій.

Для зменшення гідравлічного опору модернізованого впускного тракту приймаємо прямолінійну циліндричну форму колектора. Патрубки нового впускного колектора не з'єднані між собою, тобто у кожного окремого циліндра буде свій окремий впускний колектор. Така форма колектора виключає вплив сусідніх циліндрів на процес наповнення та повністю ліквідує проблему нерівномірності розподілу паливо-повітряної суміші по циліндром двигуна.

Переваги запропонованого впускного колектора не виключають коливань тиску, що виникають при періодичному відкриванні-закриванні впускного клапана, але цей коливальний процес стовпа паливо-повітряної суміші здатен поліпшити експлуатаційні характеристики двигуна за рахунок використання газодинамічних якостей. Це можливо при застосуванні інерційно-резонансного наддува.

Принцип інерційно-резонансного наддува заснований на перетворенні кінетичної енергії ро-

бочого тіла в процесі такту впуска на енергію тиску, що сприяє збільшенню наповнення циліндрів [2, 3].

Такий ефект використання інерційно-резонансного наддуву можливий тільки при відповідному виборі геометричних розмірів впускного тракта – довжини та діаметра.

На підставі забезпечення частоти коливального процесу стовпа суміші відповідно до частоти робочого циклу двигуна була отримана формула, для знаходження довжини впускного колектора:

$$l_s = 7,05 \cdot 10^{-4} \cdot \psi \cdot \mu \cdot \tau \cdot \frac{a^2}{V_a} \cdot \frac{V_h \cdot \eta_v}{60 \cdot \omega} \cdot \frac{\alpha^2}{n}, \quad (2)$$

де ψ – коефіцієнт, що характеризує коливальний процес;

μ – коефіцієнт витрат впускної системи;

τ – коефіцієнт тактності двигуна;

a – швидкість звуку в газі;

V_a – об’єм робочої порожнини;

V_h – робочий об’єм циліндра;

η_v – коефіцієнт наповнення циліндра;

ω – швидкість газового потоку;

α – кут повороту колінчастого вала за період такту впуска;

n – частота обертання колінчастого вала.

Слід зазначити, що отримане значення довжини складається з довжин впускного каналу у головці блоку циліндрів, впускного колектора та карбюратора.

Діаметр трубопроводу повинен забезпечувати достатній запас кінетичної енергії стовпа суміші при мінімальних втратах енергії на подолання аеродинамічних опорів впускного тракта. Використовуючи основні природничі рівняння отри-

муємо формулу для знаходження діаметру трубопровода:

$$d_s = 0,1355 \sqrt{\frac{\lambda \cdot l_\phi}{T_2} \cdot D^4 \cdot (S \cdot n)^2}, \quad (3)$$

де λ – коефіцієнт втрат по довжині;

l_ϕ – фіктивна довжина впускного трубопровода;

T_2 – температура в кінці впускного трубопровода;

D – діаметр циліндра;

S – хід поршня;

n – частота обертання колінчастого вала.

Фіктивна довжина впускного трубопроводу – це довжина, в якій всі місцеві опори імітуються подовженням основного трубопроводу на деяку відповідну довжину.

Отримані величини довжини та діаметра дозволяють розробити схему нового впускного колектора двигуна ВАЗ 2101 (рис. 5), що передбачає застосування інерційно-резонансного наддуву.

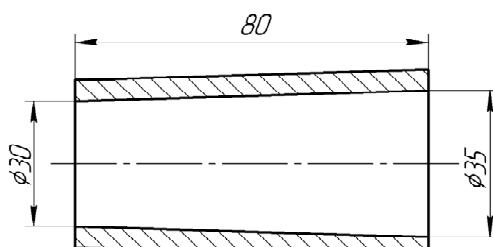


Рис. 5. Схема нового впускного колектора двигуна ВАЗ 2101

Конструкція нового впускного колектора передбачає встановлення двох горизонтальних карбюраторів WEBER з паралельно працюючими камерами (рис. 6). Діаметр каналів обраного карбюратора більший за отримане значення оптимального діаметра впускного трубопроводу, тому схема нового впускного колектора має форму усіченого конусу. Різниця діаметрів відносно невелика, тому вплив на роботу наддуву буде незначним.

Дослідження тривимірної течії газу через новий впускний колектор, за допомогою програмного комплексу FlowVision (рис. 7), показує, що нова форма впускного колектора сприяє рівномірному розподілу тиску по його об'єму при русі потоку паливо-повітряної суміші. Рівномірне зниження тиску по всій довжині колектора викликано конічною формою та аеродинамічними опорами, що, в даному випадку, характеризуються коефіцієнтом втрат по довжині трубопроводу.

Модернізована конструкція впускної системи двигуна ВАЗ 2101 за умов використання інерційно-резонансного наддуву забезпечує значення коефіцієнта наповнення $\eta_v = 1,1$, тому, для оцінки доцільноти модернізації був проведений тепловий розрахунок, за допомогою комп’ютерної про-

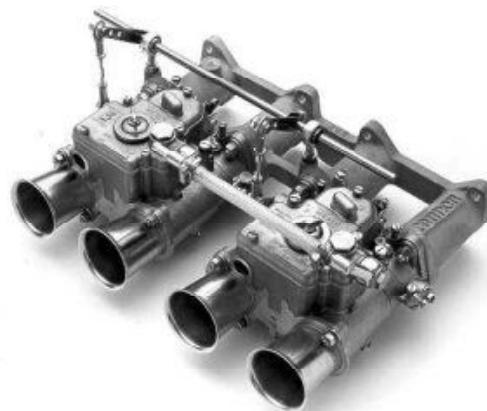


Рис. 6. Горизонтальні карбюратори WEBER DCOE з паралельно працюючими камерами у зборі з впускним колектором

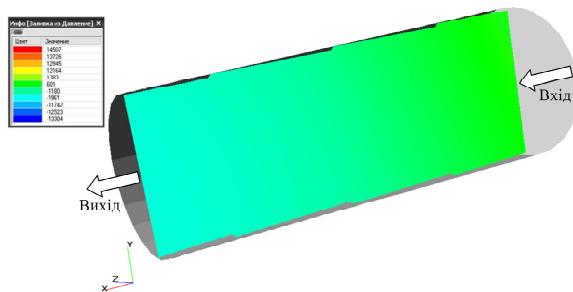


Рис. 7. Розподіл тиску по площині нового впускного колектора

грами DVS-2 [1], результатом якого є отримання значень основних експлуатаційних показників.

Для оцінки ефективності проведено порівняльний аналіз робочих циклів базового та модернізованого двигуна використовуючи енергетичні та економічні показники роботи: ефективні потужність, крутний момент, ККД та витрати палива (рис. 8).

Застосування модернізованої конструкції системи впуску з використанням інерційно-резонансного наддува призвело до зростання потужності та крутного моменту більш ніж на чверть (25,8 %). Такий вплив спричинений зростанням тиску в кінці такту впуска, що перевищує значення атмосферного. Як наслідок, зростає індикаторна робота циклу двигуна, пропорційно якій зростають енергетичні показники роботи двигуна: ефективні потужність та крутний момент.

Більш досконалій процес впуска сприяє поліпшенню економічних ефективних показників: ефективних ККД η_e та питомої витрати палива g_e . Завдяки використанню інерційно-резонансного наддува ККД зросло більш ніж на два відсотки (2,1 %), а витрата палива знизилась майже на десять (9,7 %).

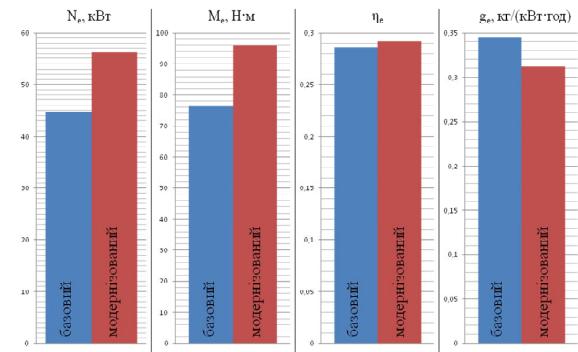


Рис. 8. Порівняльні діаграми енергетичних та економічних ефективних показників роботи базового та модернізованого двигунів

Отже, порівняння отриманих значень зі значеннями базового двигуна підтверджують доцільність модернізації, оскільки поліпшення показників роботи двигуна, які порівнювались, є вагомим у порівнянні з показниками базового.

Список літератури

- Егоров Я. А. Физико-математическая модель рабочего цикла двигателя внутреннего сгорания автотракторного типа : [учеб. пособие на укр. яз.] / Я. А. Егоров. – К. : УМК ВО, 1991. – 60 с.
- Инерционно-резонансный наддув поршневых двигателей / [Р. В. Русинов, Г. П. Поршнев, И. М. Герасимов и др.] // Двигателестроение. – 2002. – № 2. – С. 13–16.
- Оптимальный диаметр всасывающего трубопровода двигателей внутреннего сгорания с инерционно-резонансным наддувом / [Р. В. Русинов, А. Д. Элизов, И. Р. Русинов и др.] // Двигателестроение. – 2003. – № 1. – С. 13–16.

Поступила в редакцию 04.11.2011

Слынько Г.И., Невретов В.В. Исследование влияния конструкции впускной системы двигателя ВАЗ 2101 на улучшение эксплуатационных характеристик

На основании проведенного моделирования процесса впуска карбюраторного двигателя внутреннего сгорания ВАЗ 2101 получены распределения давления и концентрации бензина по плоскости базового впускного коллектора, которые свидетельствуют о несовершенстве конструкции впускной системы. Для устранения выявленных недостатков предложено заменить базовый впускной коллектор на усовершенствованный, который предусматривает применение инерционно-резонансного наддува. Отмечен высокий позитивный эффект.

Ключевые слова: ДВС, впускная система, резонансный наддув, мощность, эффективность.

Slyn'ko G., Nevretov V. Research of VAZ 2101 engine inlet system or improving performance

Modeling of VAZ 2101 carburetor internal combustion engine's process of admission are spent. Pressure distribution and concentrations of gasoline on a base intake manifold plane are received which testify the imperfection of inlet system design. For elimination the revealed lacks it is offered to replace a basic intake manifold on new superior one which provides application of inertial-resonant forced aspiration. A high positive effect is marked.

Key words: internal combustion engine, inlet system, inertial-resonant forced aspiration, power, efficiency.

УДК 621.438: 62-762

Канд. техн. наук В. А. Мамедов, Ф. Э. Аслан-заде

Азербайджанский технический университет, г. Баку

ПРИМЕНЕНИЕ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЩЕТОЧНЫХ УПЛОТНЕНИЙ НА БОЛЬШИХ ИНДУСТРИАЛЬНЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЯХ

В данной работе приведен анализ перспектив применения неметаллических щеточных уплотнений для герметизации зазора в промежутках зон низкого и высокого давления индустриальных газовых турбин. Особое внимание уделено конструктивным особенностям щеточных уплотнений, волокна которых изготовлены из синтетических материалов. Традиционно в качестве уплотнительных устройств индустриальных газовых турбин предусматривается использование уплотнений лабиринтного типа. Характерной особенностью лабиринтных уплотнений является наличие значительных утечек, возрастающих из-за чрезмерного износа ротора вследствие кратковременного контакта со статором, что в большинстве случаев может привести к динамической неустойчивости ротора. Использование щеточных уплотнений в газовых турбинах способствует уменьшению паразитных утечек и повышает адаптивность уплотнения вследствие перемещений ротора, что оказывает положительный эффект на динамическую устойчивость машины. Щеточные уплотнения имеют компактное исполнение и менее склонны к деградации в условиях эксплуатации. Данная статья описывает достоинства и эволюцию неметаллических щеточных уплотнений для обеспечения герметизации систем смазки турбомашин. В работе также были обсуждены экспериментальные методы, разработанные для конструирования щеточных уплотнений с неметаллическими волокнами. Представлены методики проведения экспериментальных испытаний и замера непосредственной жесткости волокон щеточных уплотнений. Также приводится краткое обсуждение вопросов тепловыделения в зоне сопряжения волокон и ротора, которые составляют основу успешной конструкции уплотнений с перспективой применения на разных турбомашинах.

Ключевые слова: щеточное уплотнение, лабиринтное уплотнение, динамическая устойчивость, кевлар, арамид.

Введение

Необходимость создания двигателей будущего поколения с устройствами герметизации, способными выдерживать высокие окружные скорости и температурные режимы при сведении к минимуму паразитных утечек явилось толчком к интенсивным модельным и стендовым испытаниям систем щеточных уплотнений [1, 2].

С целью улучшения эксплуатационных характеристик щеточных уплотнений для высоких температур, были проведены исследования по замене металлических щеток керамическими волокнами [2–4]. Вопреки тому, что ранние исследования выявили значительный износ поверхности ротора [2, 3], утечка керамических щеточных уплотнений оказалась на половину меньше, чем у лабиринта (при зазоре в 0,18 мм) при низкой степени износа волокон. В этой связи весьма перспективным явилось усовершенствование щеточных уплотнений на основе карбида кремния, металлических пластин и оксида алюминия.

В последние десятилетия герметизация масла на турбомашинах является актуальной задачей. При этом существенные требования предъявляются к герметизации масла в подшипниках роторных машин. Обеспечение более плотного зазора на этих участках позволяет избежать загрязнения маслом различных соединенных компонентов машины.

Традиционно для герметизации масленого пара на высокоскоростных установках используются лабиринтные уплотнения. Конструкция лабиринтных уплотнений предполагает достаточно увеличенный радиальный зазор во избежание случайного контакта с валом, что может привести к его перегреву и повреждению. Следствием увеличенного зазора являются большие паразитные утечки и, соответственно, ухудшение производительности машины. Углеродные кольцевые уплотнения обеспечили альтернативу использованию лабиринтных уплотнений в последние десятилетия [5, 6]. Углеродные уплотнения эффективны для герметизации масленого пара. Как

правило, они не образуют абразивных частиц, которые могут нанести ущерб компонентам турбомашин. С другой стороны, контроль допуска на компонентах большого размера, а также высокая стоимость углеродных уплотнений создают существенные трудности. Отложения нагара на соприкасающихся поверхностях также может привести к отказам в работе уплотнения.

Гидродинамические маслоудерживающие кольца применяются для герметизации непрерывного потока масла. При этом существенно важно поддерживать непрерывный поток масла для обеспечения постоянной эффективности работы уплотнения. В случае отсутствия смазки уплотнение интенсивно изнашивается, что приводит к потере эффективности и его повреждению.

В последнее время все чаще прибегают к использованию щеточных уплотнений для обеспечения герметизации систем смазки. Щеточные уплотнения интенсивно применяются в качестве герметиков газа на роторных установках и превосходно проявили себя с точки зрения обеспечения минимальности утечек [7]. Они эффективны на переходных режимах работы ротора вследствие неотъемлемой совместимости щеток и структуры уплотнения. Однако применение их в качестве герметиков систем смазки проблематично вследствие возможного увеличения температуры масла и коксования. Коксование является следствием науглероживания частиц масла при значительно высоких температурах. Температура, при которой начинается закоксовывание масла, зависит от состава самого масла. Коксование приводит к образованию углеродистых отложений, которые, прикрепившись к лопастям компрессора, ухудшают эффективность работы и приводят к увеличению расходов на технический ремонт. Наиболее раннее изучение щеточных уплотнений в условиях жидкостного течения были произведены на установках с применением жидкого гелия [8–11]. Результаты исследований выявили улучшение функциональности уплотнений вследствие смазки самих щеток. Весьма обнадеживающие результаты были получены в работе [12].

В данной работе были исследованы возможности применения неметаллического щеточного уплотнения для герметизации систем смазки узлов газовой турбины.

Краткий анализ состояния вопроса и постановка задачи

В газовых турбинах использование щеточных уплотнений часто связано с целью уменьшения утечки жидкости по периферийным зазорам, таким как между корпусом и ротором, по периферии вращающегося вала двигателя, а также

через внутренние промежутки, имеющие разное давление рабочей среды внутри двигателя.

Традиционно, щеточные уплотнения состоят из пучка гибких металлических щетинок-проводочек [13–15] для герметизации внутреннего зазора, которые свободно соприкасаются с ротором машины. С целью повышения эффективности и сведения утечек к минимуму на газовых турбинах стали использовать окружные щеточные уплотнения. Как правило, в производстве щеточных уплотнений используют металлические волокна из проволоки, изготовленной на базе высокотемпературных суперсплавов кобальта и никеля, и пригодной к использованию при высоких температурных режимах [7]. Вследствие того, что компоненты герметики щеточных уплотнений соприкасаются с поверхностью ротора, их использование ограничено в пределах окружных скоростей до 365 м/с и температур до 815 °C, и обычно ниже 650–700 °C. При чрезвычайно высоких окружных скоростях и температурах металлические щеточные уплотнения претерпевают чрезмерный износ вследствие плавления кончиков щетинок. Существует немало участков на современных газовых турбинах, таких как балансир (балансировочный поршень) и другие участки с второстепенным потоком, где окружные скорости и температурные условия превышают возможности традиционных металлических щеточных уплотнений. Таким образом, на этих участках, как правило, используют лабиринтные уплотнения, имеющие достаточно увеличенный зазор, что приводит к достаточно высоким утечкам в эксплуатации по сравнению с контактными уплотнениями типа углеродных и металлических щеточных уплотнений.

Неметаллические щеточные уплотнения все чаще используют в качестве герметиков буферного воздуха вблизи гнезда подшипника [15]. Буферный воздух применяется для герметизации масла в гнезде подшипника в результате создания давления более высокого, чем давление масла. Применение металлических щеточных уплотнений для герметизации гнезд подшипника чревато попаданием обломков металлических волокон в пространство между подшипником и обоймой, что может привести к преждевременному выходу из строя конструкции подшипникового узла. Поэтому, одним из наиболее распространенных конструктивных решений является применение лабиринтных уплотнений для герметизации подшипниковых узлов газотурбинных двигателей. Разработка контактных углеродных уплотнений для герметизации подшипниковых узлов требует дальнейшего углубления и доводки в силу их неудовлетворительной надежности, которая обуславливается недостаточно высокими физико-механическими свойствами применяемых материалов [5, 6].

Характерной особенностью авиационных двигателей, а также больших индустриальных газовых турбин для наземного применения, является использование лабиринтных уплотнений для герметизации масляных гнезд подшипников, что часто приводит к загрязнению компонентов машины (например, осевой компрессор) масляными парами. Данная проблема ухудшает мощностные характеристики двигателя в результате загрязнения компрессора, а также может сопровождаться коксованием поверхностей лабиринта.

Несмотря на многочисленные исследования по созданию неметаллических щеточных уплотнений с применением керамики и полимеров, их практическое внедрение натолкнулось на множество очевидных трудностей, связанных с процессами проектирования и изготовления. Основная трудность заключается в самом процессе изготовления щеточной полосы, ибо гибкость волокон отягощает процесс обработки внутреннего диаметра щеточного уплотнения до приемлемой точности. Средний размер неметаллических волокон достигает 2–3 мкм в диаметре [16].

Учитывая вышеуказанные обстоятельства, разработка неметаллических щеточных уплотнений с улучшенными по сравнению с лабиринтными уплотнениями характеристиками является весьма актуальной научно-практической задачей. Безусловно, немаловажным фактором является необходимое сочетание высоких эксплуатационных характеристик со способностью выдерживать высокие температурно-скоростные режимы, а также относительно низкая себестоимость изготовления.

Использование неметаллических щеточных уплотнений

Проблемы, связанные с ограниченным применением щеточных уплотнений для герметизации подшипниковых узлов газотурбинных двигателей явились толчком для разработки альтернативных уплотнений с сочетанием благоприятных эксплуатационных характеристик [16].

Свойства щеточного уплотнения во многом зависят от свойств щетинок, и потому, помимо геометрии щеток необходимо здесь в первую очередь обратить внимание на выбор материала щеток. Такие свойства как долговечность, эластичность, износстойкость, сопротивление на излом, термостойкость и т. д. играют большую роль. В работах [2–4] исследовалась возможность применения материалов из пластика, металла, керамики, а также их комбинаций для изготовления щеточных уплотнений. Использование неметаллических щетинок преследует цель улучшения устойчивости к нестабильностям текучей среды и температурным режимам. По мнению

авторов это должно сопровождаться повышением износстойкости и увеличением диапазона эластичности уплотнения.

Использование керамических волокон для изготовления щетины значительно снижает риск пластической деформации, особенно в условиях повышенных температурных нагрузок.

Другим преимуществом использования керамических волокон в качестве материала для изготовления щетины является умеренный коэффициент трения керамики со сталью, их высокая сопротивляемость абразивному износу, а также коррозионным горячим газам и масляным парам, что, как правило, присутствует в условиях эксплуатации турбомашин. Однако в силу их жесткости и хрупкости также возникают дополнительные проблемы. Керамические волокна/щетки, как правило, менее склонны к упругой и совсем не поддаются пластической деформациям. В условиях сжатия появляется опасность их излома. Еще одна проблема заключается в креплении волокон в нужной позиции и их распределение для формирования щетки. Обычные методы неразъемного соединения металлов, такие как сварка или пайка здесь неприемлемы или возможны с большими ограничениями, когда речь идет о чисто керамических волокнах. Возможно нанесение металлических покрытий на поверхность керамических волокон для достижения большей смачиваемости легкоплавких металлов, таких как припой. Однако, металлизация волокон – дорогостоящий процесс, кроме того, этот процесс может привести к изменению свойств волокон.

Керамические волокна можно крепить посредством использования подходящих адгезионных материалов. Адгезивы, изготовленные на базе синтетической смолы, часто приводят к непостоянству среды и недостаточной температуростойкости, что способствует появлению ползучести и сжатия. Адгезивы на основе керамического цемента часто не создают адекватного слипания и склонны к отклеиванию или формированию разрывов вплоть до расслоения [4].

Также известно фрикционное сцепление волокон щеточных уплотнений, т. е. трением под действием усилий зажима и упругих сил [16]. Твердые малоупругие керамические волокна с низким коэффициентом трения требуют для этого больших механических усилий и точной технологии изготовления, что снова приводит к опасности возникновения трещин и поломок.

При этом, ослабленный зажим керамических волокон может иметь последствие расслоения или разрушения всего щеточного уплотнения.

В работах [10, 12], исследовались характеристики утечки щеточных уплотнений и было установлено, что неметаллические уплотнения демонстрируют улучшенные свойства на фоне

намокания неметаллических волокон в смазке.

Волокна щеточных уплотнений можно также изготовить на основе синтетических материалов [17]. Синтетические волокна, такие как на рис. 1, а, могут быть представлены из подходящих высокотемпературных полимеров, включая такие как высокопрочные наполнители марки Kevlar®¹, а также высокопрочные и применяемые в условиях умеренных температур (до 300 °C), наполнители марки Nomex®² [18, 19].

Кевлар и Номекс являются синтетическими полиамидными полимерными материалами. Кевлар сохраняет прочность и эластичность при низких температурах, вплоть до криогенных (-196 °C), более того, при низких температурах он даже становится чуть прочнее. При нагреве Кевлар не плавится, а разлагается при сравнительно высоких температурах (430–480 °C). Температура разложения зависит от скорости нагрева и продолжительности воздействия температуры. При повышенных температурах (более 150 °C) прочность Кевлара уменьшается с течением времени.

Так, при температуре 160 °C прочность на разрыв уменьшается на 10–20 % после 500 часов. При 250 °C прочность снижается на 50 % от первоначальной прочности за 70 часов.

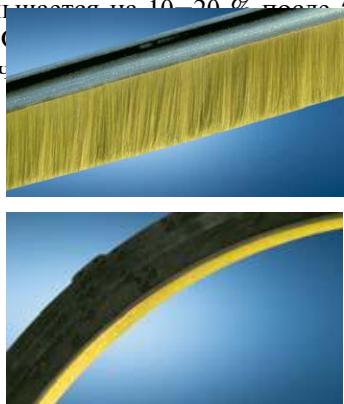


Рис. 1, а. Волокна кевларовых щеточных уплотнений [16]

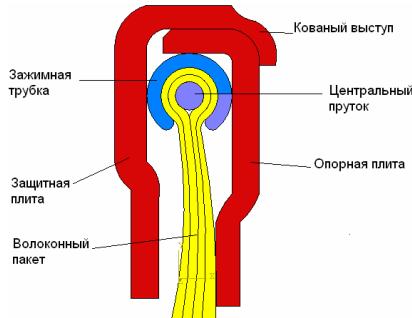


Рис. 1, б. Схема уплотнения [16]

Щеточные уплотнения с щетками на базе арамидных волокон Кевлар и Номекс, обладают намного большей прочностью, чем изготовленные на базе суперсплавов никеля и кобальта [20]. Кроме того, щеточные уплотнения, изготовленные из мягких высокопрочных полимерных волокон с умеренными (260–370 °C) температурными свойствами, могут быть использованы в высокоэффективных подшипниках, например, в гнездах подшипников двустороннего вращения современных газовых турбин.

Номекс предпочтительнее выбирать для изготовления щеточных уплотнений, где существенную важность представляют свойства теплоустойчивости и огнеупорности. Номекс является температуроустойчивой модификацией марки Кевлар, которая обладает более высокими прочностными свойствами, чем высокопрочная сталь.

Арамидные волокна Номекс очень тонкие в пределах от 25 мкм до 0,0254 мм в диаметре и имеют низкий модуль упругости. Для того чтобы придать волокнам дополнительную жесткость, их переплетают до толщины диаметром от 900 мкм до 0,914 мм, в зависимости от применения [21]. Способность отдельных волокон переплеться, значительно уменьшает производственные затраты на изготовление щеточной полосы, которая формируется или накатывается на вставки щеточных уплотнений, как указано на рис. 1, б.

В отличие от металлических щеточных уплотнений электросварка не может быть использована для соединения синтетических волокон, их соединение осуществляется путем механического схватывания и крепления [16]. Волокна можно гнуть и наматывать на главный стержень. На рис. 2, а указана спрессованная манжета 1, которая используется для скрепления волокон на центральном стержне 2, будучи обжатой вокруг намотанных волокон. Для дополнительной надежности волокно можно склеивать или цементировать к стержню в условиях механического перехвата. Данный процесс механического перехвата щеточных полос применим в случае наклона волокна приблизительно на 90 ° к оси щеточной полосы и направления по нормали к поверхности ротора. В металлических щеточных уплотнениях волокна, как правило, наклонены под углом от 0 ° до 45 ° к длине полосы в направлении вращения для придания гибкости и смягчения изгиба в условиях смещения ротора [13, 14]. Когда волокна направлены по нормали к длине полосы или поверхности ротора, они более склонны к короблению, чем к изгибу, увеличивая при этом контактное механическое давление на кончики волокон. Усиленное контактное механическое давление ускоряет износ волокон, тем самым, укорачивая эксплуатационный срок всего щеточного уплотнения.

¹ Торговая марка высокопрочного ($\sigma_0 = 3620$ МПа) пара-арамидного (полипарафенилен-терефталамид) волокна, выпускаемого фирмой DuPont.

² Торговая марка огнеупорного мета-арамидного (полиметафенилен-изофталамид) волокна, выпускаемого фирмой DuPont.

Для обеспечения изгиба синтетических волокон в результате смещения ротора, волокнистая полоса наклонена в осевом направлении потока текучей среды, т.е. в направлении низкого давления. На рис. 2, б представлено схематическое изображение уплотнения с неметаллическими волокнами. Для придания жесткости системе, пучок гибких волокон 3 удерживается в позиции осевого уклона между более тонкой парой передней 1а и задней 2а пластин, которые прикреплены к более жесткой передней 1б и задней 2б пластинам.

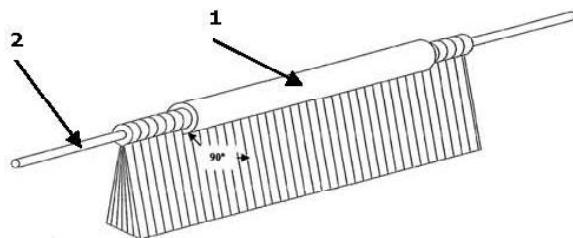


Рис. 2, а. Вид механически закрепленного щеточного уплотнения

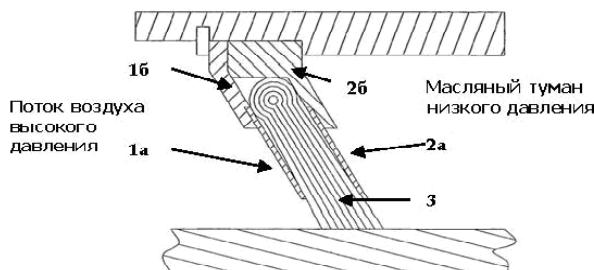


Рис. 2, б. Схематическое изображение неметаллического щеточного уплотнения

Для органических волокон типична ограниченность их температурных характеристик, следствием чего является их способность иссыхать в результате работы в ужесточенном температурном режиме [18, 19]. Учитывая тот факт, что масло или масляный туман, например, в гнезде подшипника, может достигнуть температуры более 150 °C, иссыхание щеток приведет к значительным утечкам. Другими важными аспектами являются степень инертности и влагопоглощения. Проведя обзор опубликованной литературы [17, 18, 19, 21], арамид явился наиболее подходящим материалом волокон для применения в газотурбинных уплотнительных системах. Арамидные волокна, являясь органическими полимерами, для которых характерна высокая прочность и маленькая плотность, могут быть использованы на установках с рабочей температурой до 150 °C, подвергаясь при этом пренебрежимо малому иссыханию и влагопоглощению.

В лаборатории кафедры «Металлургия» Азербайджанского технического университета были

проведены тесты по измерению прочности некрученых арамидных волокон для использования в щеточных уплотнениях. Определение параметров волокон включило оценку предела прочности на разрыв и предела текучести, а также триботехнические характеристики.

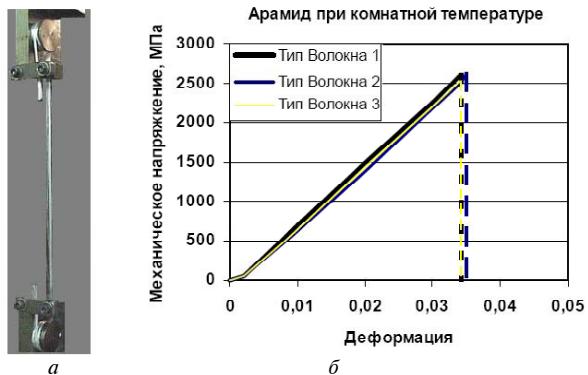


Рис. 3. Испытания на растяжение: а – приспособление для испытания волокон; б – повторяемость

Для испытаний на растяжение было разработано специальное приспособление для удерживания щетинок. Как указано на рис. 3, а, это приспособление предотвращает повреждение волокна при сжатии и удерживает разрушение волокон по длине измерительного прибора. Испытания на растяжение проводились на пробных волокнах, закрученных на шкивы и зажатых в зажимном устройстве приспособления. Все испытания на растяжение проводились при комнатной температуре со скоростью деформации 10 % в минуту. Относительная влажность поддерживалась в районе 47 %. Многократные тесты при комнатной температуре выявили прочность волокна примерно в 2482 МПа при оптимальной повторяемости рис. 3, б. При разрушении наблюдалась средняя деформация в 3,2 %.

Оценка прочности при высоких температурных режимах

Для того чтобы исследовать прочность волокон после долгосрочного воздействия высоких температур, были проведены вторичные тесты. Испытательные волокна были подвергнуты выбранным температурам и тестировались соответственно после воздействия высоких температур. Рис. 4 изображает поведение волокон после воздействия температуры 150 °C в течение длительного промежутка времени. Испытания проводились при комнатной температуре. Результаты испытаний показали, что после первичного температурного воздействия в 150 °C, прочность уменьшается до величины в 2413 МПа. Уменьшение прочности незначительно в течение 21 дня, после чего снижение прочности становится более интенсивным. Прочность волокна уменьшается до

2300 МПа после 35-дневного воздействия. Как изображено на рис.5, потери прочности ускоряются и становятся значительными при температурном режиме в 260 °C.

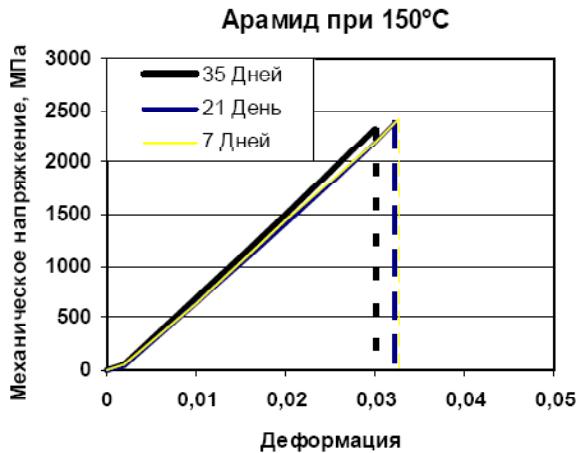


Рис. 4. Прочность волокон при температуре 150 °C

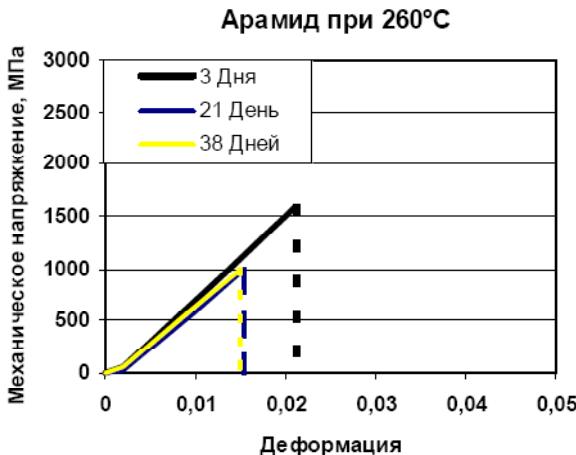


Рис. 5. Прочность волокон при температуре 260 °C

Испытание на ползучесть

После оценки температурных пределов выбранных арамидных волокон, эффект воздействия высоких температур был оценен посредством испытаний на ползучесть. Испытания проводились при температурном режиме 150 °C и при постоянной нагрузке (при 20%-ной разрывной нагрузке). Как изображено на рис. 6, результаты показали, что арамидные волокна обладают хорошими свойствами на ползучесть при температуре 150 °C. Установленный темп изменения напряжения оказался равным 0,1% на десятилетие.

Испытания на износ

Перед тем, как использовать выбранные волокна в уплотнениях систем смазки газовых турбин, необходимо определить их сопротивление износу. Прежде всего, отдельные волокна собираются в пучок. Далее пучок подставляют в соединительный элемент осциллирующей установки

для испытаний на износ. Контрматерериал выбирается в качестве Ni-Cr-Mo-V, что типично для материала ротора в газовых турбинах. Испытания на износ проводились под воздействием постоянной нагрузки 2,22 Н при установленном контактном давлении 38 КПа. Средняя испытательная скорость была равной 5,1 мм/с. Испытания проводились как в условиях комнатной температуры, так и при температуре 150 °C. Иллюстрация измерений износа указана на рис. 7. Несмотря на то, что испытания проводились при скоростях, значительно ниже тех, которые возможны в реальных условиях, результаты этих испытаний все же могут быть использованы для оценки относительной эффективности применения арамидных волокон по отношению к волокнам из металла. Результаты показали улучшенные характеристики износу по сравнению с износостойкими волокнами кобальтового сплава (Haynes 25), испытанного на роторе из того же материала. Результаты также показали сопоставимый коэффициент трения, который замерялся как при комнатной температуре, так и при температуре в 150 °C.

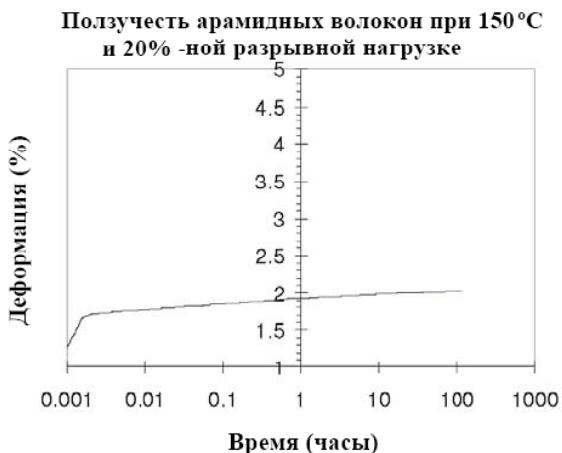


Рис. 6. Сопротивление ползучести при температуре 150 °C

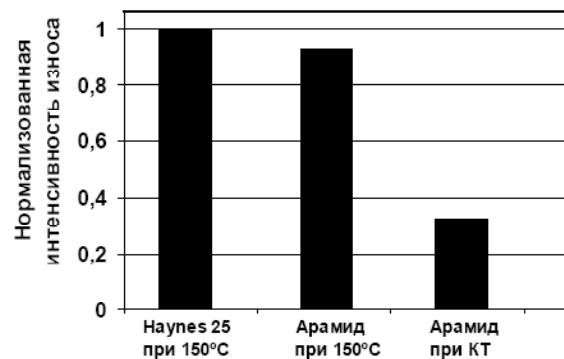


Рис. 7. Результаты испытаний на износ для пучков из материала Арамид и Haynes 25 относительно Ni-Cr-Mo-V. Данные нормализованы с интенсивностью износа волокон Haynes 25 при температуре 150 °C

Характеристика утечки воздуха и масла арамидного уплотнения

Характеристики металлических щеточных уплотнений в значительной степени исследованы в опубликованной литературе [12–15].

Одной из задач данной работы является сравнение их характеристик с арамидными щетками. Оценка характеристик с использованием сухого воздушного потока проводилась перед испытаниями на утечку с использованием машинного масла. На рис. 8 изображены результаты этих испытаний. Как видно из графика, арамидные щеточные уплотнения превосходят металлические. Превосходство свойств уплотнения в большей степени определяется густым пучком волокон, результатом чего является уменьшенная пористость уплотнения. В статических условиях средняя утечка арамидного уплотнения наполовину меньше утечки из металлического щеточного уплотнения. После интенсивных испытаний на воздушном потоке, оценивались свойства арамидных щеточных уплотнений на масляном потоке. Было обнаружено, что арамидные уплотнения уменьшают утечку масляного тумана более чем на 50 % в сравнении с лабиринтными уплотнениями. Кроме того, в условиях контакта с ротором не наблюдалось никаких частиц масла, проскальзывающих через арамидные пучки волокон уплотнения.

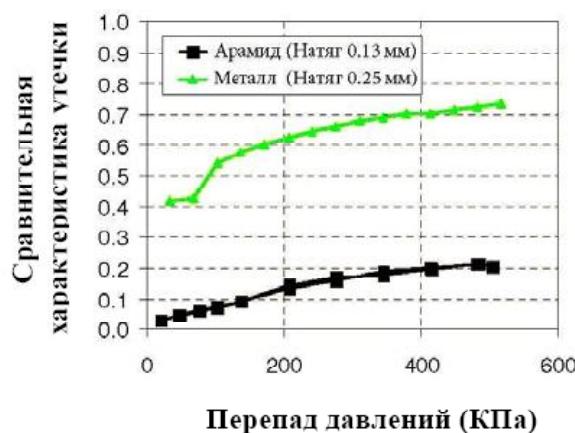


Рис. 8. Испытание на эффективность уплотнения масляного тумана

Увеличение температуры масла

Герметизация масла при высоких окружных скоростях является сложной задачей на многих турбомашинах. В результате динамических испытаний на утечку температура воздуха/масла во входном гнезде и на выходе из уплотнения замерялась в трех местах на каждом уплотнении.

Результаты показывают, что нагрев уплотнения недостаточный по сравнению с температурным пределом эксплуатации волокон. Это обусловлено мягкостью конструкции уплотнения, которое в сочетании с ослабленным сдвигом приводит к минимальному тепловыделению по профилю всего уплотнения. Тщательный осмотр кончиков волокон не выявил очевидного коксования масла. Для того, чтобы далее выявить коксование масла проводились испытания на масле с температурой 132 °C на скорости в 103 м/с и радиальным натягом 0,25 мм. Нисходящая температура достигала 153 °C. Осмотр кончиков волокон после испытаний также не выявил очевидного коксования масла.

Выводы и заключения

Неметаллические щеточные уплотнения, в частности уплотнения с щетками/волокнами из арамидных материалов Kevlar® и Nomex®, по сравнению с металлическими щеточными уплотнениями, обладают значительно меньшим диаметром волокон, что приводит к возможности более плотной герметизации на некоторых участках турбомашин, таких как: корпус подшипника, в местах между корпусом и ротором, по периферии врачающегося вала, а также в межкаскадных промежутках машины. Эластичная структура этих уплотнений обеспечивает минимальный зазор между ротором и статором путем вдавливания пучка волокон в ротор в процессе работы. Подобным образом эластичная структура неметаллических волокон делает возможнымнейтрализацию проблем соосности и восстановления уплотнения от радиального смещения ротора вследствие его неустановившегося режима. Жесткость конструкции пучка волокон является важным аспектом для успешной работы уплотнения. В случае, если уплотнение сконструировано слишком мягким, силы трения препятствуют восстановлению оттесненных от ротора пучков волокон. И наоборот, если конструкция щетины очень жесткая, тепловыделение на скользящих сопряженных поверхностях уплотнений ускоряет их деградацию.

В данной работе был произведен анализ щеточных уплотнений как возможных альтернатив существующим лабиринтным и углеродным контактным уплотнениям, а также маслоудерживающим кольцам. Вследствие высокоскоростного трения в сопряженных участках щеточного уплотнения и вала температура масла и коксование являются наиболее сложными проблемами. Анализ экспериментальных исследований, проведенный в результате проведения данной работы, выявил следующие выводы о применении щеточных уплотнений для высокоскоростной герметизации масляного тумана:

- герметизирующая способность неметаллического щеточного уплотнения превосходит способности металлического щеточного и лабиринтного уплотнений в условиях эксплуатации с применением воздуха и машинного масла;

- коэффициент трения неметаллических волокон сравнительно меньше, чем металлических. Вследствие присутствия масла на сопряженных частях щеточного уплотнения и вала, коэффициент трения склонен к дальнейшему уменьшению.

Однако, тепловыделение, а, следовательно, и увеличение температуры, является важной эксплуатационной проблемой, т.к. температура коксования масла достигает максимально допустимого рубежа, и потому нуждается в дальнейшем исследовании.

Список литературы

1. A Bulk Flow Model of a Brush Seal System / [Hendricks R. C., Schlumberger S., Braun M. J., etc.], ASME paper no. 91-GT-325, 1991.
2. Hendricks R. C. Development of a Brush Seals Program Leading to Ceramic Brush Sealsv / [Hendricks R. C., Flower R., Howe H.]. – NASA CP-10136, 1994, P. 99–117.
3. Howe H. W. Ceramic Brush Seals Development / Howe H. W. – NASA CP-10136, 1994, P. 133–150.
4. Preliminary Results of Silicon Carbide Brush Seal Testing at NASA Lewis Research Center, 31st Joint Propul / [Addy, H. E., Howe, H.W., Flowers J., etc.] : Conf. Paper, AIAA 95-2763, San Diego, July, 1995.
5. Menendez R. P. Development of lift off seal technology for air/oil axial sealing applications, 35th Joint Propul / Menendez R. P., Cunningham M. D. : Conf. Paper AIAA 99-2822, 1999.
6. High Reliability oil-air high speed gearbox clearance seal, 34th Joint Propul. Conf. Paper AIAA 98-3287, 1998.
7. Sealing in Turbomachinery / [Chupp R. E., Hendricks R.C., Lattime S.B., etc.]. – AIAA, J. Prop. Power, 22(2), 2006, P.313–349.
8. Flow Visualization and Motion Analysis for a Series of Four Sequential Brush Seals / Braun M., Canacci V. : 26th Joint Propul. Conf. Paper AIAA 90-2482, 1990.
9. Braun M. J. Flow Visualization and Quantitative Velocity and Pressure Measurements in Simulated Single and Double Brush Seals / Braun M. J., Canacci V. A., Hendricks R. C. // Trib Carlile J. A. Brush Seal Leakage Performance with Gaseous Working Fluids at Static and Low Rotor Speed Conditions / Carlile J. A., Hendricks R. C., Yoder D. A. – ASME J. Eng. for Gas Turbines and Power, 115, 1993, P. 397–403.
10. Hendricks R. C. Some sealing concepts - A Review; Part B: Brush Seal Systems / Hendricks R. C., Carlile J. A., Liang D. A. : Proc. of the 4th Int. Symp. on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery (ISROMAC-4), Honolulu, 1992, P. 222–227.
11. Evaluation of Brush Seal Performance for Oil Sealing Applications / [Aksit M. F., Bhate N., Bouchard, C., etc.] : 39th Joint Prop. Conf. Paper AIAA 03-4695, 2003.
12. Сравнительный анализ щеточного и лабиринтного уплотнений ГТД / [Пейчев, Г. И., Кондратюк, Э. В., Зиличихис, С. Д. и др.] // Вестник двигателестроения. –2009. – № 1. – С. 66–70.
13. Оптимизация конструкторско-технологических параметров щеточных уплотнений ГТД / [Кондратюк, Э. В., Зиличихис, С. Д., Гребенников, М. А., Каминская, Л. Л.] // Вестник двигателестроения. – 2010. – № 1. – С. 44–49.
14. Aslan-zada F. E. Review of sealing applications in gas turbine engines / Aslan-zada F. E., Mammadov V. A. // Theoretical and Applied Mechanics, Issue 3 (19), Baku, 2010, C. 98–105.
15. Gail A. MTU Brush Seal-Main Features of an Alternative Design, 36th Joint Propul / Gail A., Beichl S. : Conf. Paper, AIAA-2000-3375, Huntsville, 2000.
16. Аслан-заде Ф. Э. Эволюция керамических щеточных уплотнений на больших индустриальных газотурбинных двигателях / Аслан-заде Ф. Э., Мамедов В.А. // Теоретическая и прикладная механика. –2010. – № 4 (20), Баку. – С. 103–114.
17. Hearle J.W.S. High Performance Fibres / Hearle J.W.S. – Woodhead Publishing, 2001.
18. Fink J. K. High Performance Polymers / Fink J. K. – William Andrew Publishing, 2008.
19. Ruggiero E. J. Experimental Testing Techniques for Kevlar® Fiber Brush Seals / Ruggiero E. J., Allen J., Lusted M. // ASME Turbo Expo 2009: Power for Land, Sea, and Air. – Vol. 3, Paper no. GT2009-60172, 2009. – C. 1301–1312.
20. Tong W. Brush seals and methods of fabricating them / Tong W., Zhao Z.-Q. // Sealing Technology, Vol. 2003, Issue 4, April 2003. – C. 12–14.

Поступила в редакцию 14.04.2011

Мамедов Вугар Ариф огли, Аслан-заде Фархад Ельбей огли Застосування неметалічних щіткових ущільнень на великих індустріальних газотурбінних двигунах

Дана стаття описує переваги та еволюцію неметалевих щіткових ущільнень для забезпечення герметизації систем змащення турбомашин. У роботі, також, були обговорені експериментальні методи, розроблені для конструювання щіткових ущільнень з неметалевими волокнами. Представлено методики проведення експериментальних випробувань та заміру безпосередньої жорсткості волокон щіткових ущільнень. Також, наводиться коротке обговорення питань тепловиділення в зоні сполучення волокон і ротора, які складають основу успішної конструкції ущільнень з перспективою застосування на різних турбомашинах.

Ключові слова: щіткове ущільнення, лабіринтне ущільнення, динамічна стійкість, кевлар, арамід.

Mammadov Vugar Arif oglu, Aslan-zada Farhad Elbey oglu Application of non-metallic brush seals for large industrial gas turbine engines

This paper explores the advantages and development of non-metallic brush seals in turbomachinery oil sealing applications. The experimental methods developed for designing brush seals with non-metallic fibers were discussed in this paper. The techniques for experimental testing and measuring the direct stiffness of brush seal fibers were presented. Heat generation in the bristle-rotor contact zone which forms the basis for successful seal design for various perspective turbomachinery applications were discussed.

Key words: brush seal, labyrinth seal, dynamic stability, kevlar, aramid.

УДК 669.295:621.7.044

А. Я. Качан¹, А. В. Овчинников¹, Д. В. Павленко¹, В. Г. Шевченко¹,
Р. Ю. Кулагин², Я. Е. Бейгельзимер², В. Н. Варюхин², Д. В. Распорня²

¹ Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье
² Донецкий физико-технический институт им. А. А. Галкина НАН Украины, г. Донецк

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ

Исследовано влияние температуры интенсивной пластической деформации методом винтовой экструзии на структуру и микротвердость титанового сплава ВТ8. Определена область температур деформации 700–750 °C, обработка в которой приводит к формированию в заготовках субмикрокристаллической структуры. Установлено повышение микротвердости сплава с субмикрокристаллической структурой на 80 % по сравнению со сплавом, имеющим глобулярную структуру. Выполнен анализ перспективности технологических схем, включающих винтовую экструзию, для производства лопаток ГТД.

Ключевые слова: жаропрочный титановый сплав, интенсивная пластическая деформация, винтовая экструзия, структура, лопатка, механическая обработка, высокоскоростное резание, вальцевание.

Постановка проблемы

Анализ современных тенденций в области самолетостроения и, в частности, авиа двигателестроения, позволяет выделить одну из основных задач – повышение мощности силовых установок с одновременным снижением их массы. Решение этой задачи связано с поиском новых материалов, обладающих высокой удельной прочностью. Хорошие перспективы в этом плане имеют материалы сnano- или субмикрокристаллической (СМК) структурой, полученные методами интенсивной пластической деформации (ИПД) [1, 2], в частности, винтовой экструзией (ВЭ) [3, 4]. Наибольший интерес для наноструктурирования заслуживают титановые сплавы, т.к. для них характерна максимальная удельная прочность и на их долю приходится до 60 % деталей компрессорной части двигателя. В последние годы предпринимаются попытки применить наноструктурированные титановые сплавы для изготовления деталей ГТД [5, 6]. Как правило, это небольшие элементы деталей ГТД, изготовленные из несложных титановых сплавов. Максимальной эффективности можно достичь путем применения титана в наноструктурированном состоянии для основных деталей роторной части ГТД (лопатки, диски, моноколеса и др.), изготавливаемых из жаропрочных сплавов, что сможет обеспечить снижение веса и повышение надежности двигателя в целом.

В настоящее время на АО «Мотор Сич» используют технологию производства лопаток из

прутков жаропрочных титановых сплавов путем экструзии цилиндрических заготовок в формообразующую матрицу. Сами прутки представляют собой дорогостоящие полуфабрикаты зарубежного производства, а технология их изготовление включает в себя многократную механическую и термическую обработку слитков двойного (или тройного) переплава [7]. Одной из главных целей такой многоступенчатой схемы обработки является получение «проработанной» деформированной структуры. Основными недостатками этой технологии является трудоемкость и энергоемкость, а также значительные потери материала в результате многократной термомеханической обработки заготовок.

Альтернативной технологией получения заготовок из титановых сплавов для изготовления деталей роторной части авиационных двигателей может выступить технология, в которой слиток деформируют «прорабатывают» путем интенсивной пластической деформации, в результате чего в нем сразу формируется необходимая субмикрокристаллическая структура.

Целью настоящей работы являлась разработка методики получения СМК структуры в сложнолегированных титановых сплавах методом ВЭ, а также анализ возможных технологических схем получения лопаток компрессора, с учетом особенностей последующей обработки СМК.

Методики исследований

Для лопаток и моноколес компрессора ГТД применяются $\alpha + \beta$ -сплавы титана марок ВТ3-1,

ВТ8, ВТ8М-1 и др. Исследования влияния температуры деформации на структуру проводили для сплава ВТ8. Деформацию осуществляли методом ВЭ на гидравлическом прессе усилием 1,6 МН. На рис. 1 приведена фотография технологической оснастки для осуществления процесса деформации.

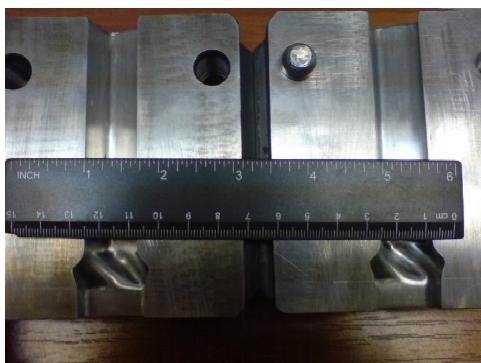


Рис. 1. Технологическая оснастка для ВЭ

В поперечном сечении канал винтовой матрицы представлял собой овал с размерами 12×20 мм. Длина винтового канала 7 мм, угол поворота по поперечному сечению канала 40° . Поперечное сечение заготовки повторяло геометрию канала винтовой матрицы. Для уменьшения трения поверхность заготовки омедняли и использовали специальную смазку на основе гидрида титана.

Перед деформацией заготовку нагревали до заданной температуры в печи сопротивления. Нагрев штамповой оснастки производили нагревателем до температуры 450°C и поддерживали на постоянном уровне на этапе обработки. Контроль температуры оснастки выполняли с помощью термопары, обеспечивающей точность измерения температуры $\pm 10^\circ\text{C}$.

Исследования микроструктуры проводили на просвечивающем электронном микроскопе JEM-100CXII при ускоряющем напряжении 100 кВ, а также на растровых электронных микроскопах JSM-T300 и РЭМ-106И с применением химического анализа по линии и в точке. Количественный анализ структурных составляющих выполняли методом секущих с использованием в качестве анализируемой поверхности область шлифа размером 100×100 мкм для определения количества структурных составляющих размером до 1000 нм и 10×10 мкм для определения количества структурных составляющих размером до 500 нм. В качестве секущих использовали линейку в программном обеспечении оборудования.

С целью определения изменения механических свойств в различных зонах деформированных образцов определяли микротвердость на приборе MM7T фирмы «BUEHLER» при нагрузке индентора 50 г в течение 10 с.

Результаты исследований и их обсуждение

Для получения в заготовках СМК структуры ставилась задача экспериментальным путем определить температуру деформации, при которой реализуется процесс дробления структурных составляющих во всем объеме заготовки.

Согласно [8], статическая рекристаллизация сплава ВТ8 происходит при температурах $900 - 950^\circ\text{C}$, поэтому верхний уровень температурного диапазона нагрева под деформационную обработку приняли равным 900°C . Нижний уровень приняли равным 650°C , исходя из того, что в районе $600 - 650^\circ\text{C}$ имеет место скачкообразное снижение пластичности и повышение сопротивления деформации сплава. Режимы деформации, микротвердость и результаты анализа структуры образцов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Режимы деформации и результаты исследований структуры и свойств сплава ВТ8 после ВЭ

Температура нагрева	Относительное кол-во рекристаллизованных зерен, %	Относительное кол-во СМК зерен с размером менее 500 нм	Микротвердость $H_{\mu} 50$, МПа
900	до 100	0	2215...2800
850	90	0	2700...3050
800	30	10	3230...4100
750	≥ 5	48%	3980...4220
700	–	$\geq 90\%$	4100...4280
650			Разрушение заготовки

Вид заготовок до и после реализации процесса ВЭ на разливных режимах представлен на рисунке 2.

Как следует из анализа данных, представленных в таблице 1, при температурах $800 - 900^\circ\text{C}$ в различной степени имела место динамическая рекристаллизация деформированных зерен, что подтвердил анализ структуры сплава (рис. 3, *a*, *b*).

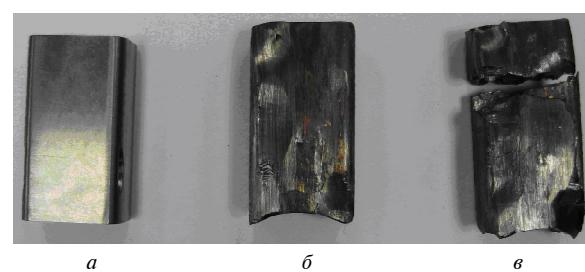


Рис. 2. Вид заготовок до и после процесса винтовой экструзии: *a* – исходная; *б* – ВЭ ($T = 750 - 900^\circ\text{C}$); *в* – ВЭ ($T = 650^\circ\text{C}$)

Снижение температуры деформации привело к уменьшению количества рекристаллизованных зерен (см. рис. 3, б) и при 750 °C процесс динамической рекристаллизации практически прекратился (см. рис. 3, в). Снижение температуры до 700 °C способствовало большей деформационной проработке структуры, на что указывает повышение количества структурных составляющих с размерами менее 500 нм до 90% (см. табл. 1). При дальнейшем снижении температуры до 650 °C установлено появление несплошностей, трещин на поверхности заготовок, вплоть до разрушения заготовок в поперечном сечении (рис. 2, в).

В микроструктуре сплавов деформированных при температурах 700–750 °C установлено дробление основных структурных составляющих α - и β -фаз. В полученной структуре отсутствовали характерные для стандартных сплавов границы исходных β -зерен и α -оторочка. Границы α -фазы имели нечеткое очертание, что, по нашему мнению, связано с существенным уменьшением толщины границ, а также с появлением общих коге-

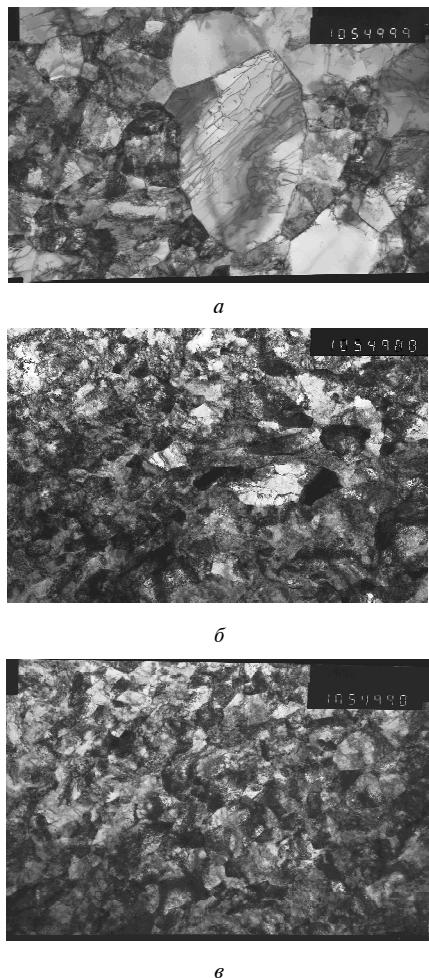


Рис. 3. Характерные микроструктуры сплава BT8 ($\times 5000$) после ВЭ для различных диапазонов температур деформации

рентных плоскостей между двумя структурными составляющими, что является следствием высокой подвижности атомов в процессе деформации. Размер фрагментов структуры, полученных при обработке ВЭ в указанном диапазоне температур составил 200...500 нм. Принимая во внимание, что минимальные размеры структурных составляющих находятся на уровне 200...500 нм, согласно фундаментальным работам [2, 9], данную структуру можно отнести к субмикрокристаллической. Исследование микротвердости деформированной структуры показало, что в заготовках с размером структурных составляющих менее 500 нм, микротвердость составляла 4280 МПа, что более чем в 1,5 раза выше, чем в исходном прутке.

Таким образом, установлен температурный интервал 700...770 °C, позволяющий реализовывать процесс ИПД методом ВЭ для жаропрочных титановых сплавов. Получен эффект дробления структурных составляющих $\alpha+\beta$ -сплава BT8 до размеров 200...500 нм, что позволяет их классифицировать как СМК-сплавы. Полученные результаты исследований открывают возможность упрощения технологической схемы изготовления роторных деталей ГТД из СМК титановых сплавов.

Технология получения лопаток на основе метода ВЭ

Применение для изготовления лопаток компрессора сплавов в СМК состоянии накладывает ряд ограничений на технологический процесс их изготовления, связанных с особенностями структуры и свойств таких материалов. В первую очередь, быстрый рост зерен при температурах выше температуры полиморфного превращения. Это предопределяет выбор методов механической и термической обработки при изготовлении из них деталей ГТД. Для определения применимости вариантов изготовления лопаток из материалов в СМК состоянии необходимо рассмотреть их особенности с точки зрения влияния на структуру сплава.

В настоящее время для изготовления лопаток компрессора из титановых сплавов используют следующую технологическую схему:

- получение заготовки методом выдавливания или периодической прокатки;
- формообразование пера механической обработкой;
- пластическая деформация (вальцевание);
- доводка геометрии пера;
- формообразование хвостовика лопатки пластической деформацией (вальцевание);
- термическая обработка;
- отделочно-упрочняющая обработка пера лопатки (шлифование кромок, вибробразивная обработка, деформационное упрочнение поверхностного слоя);

- упрочнение хвостовика лопатки.

Отличительной особенностью существующей и предлагаемой технологических схем являются этапы получения заготовок и формообразование аэродинамического профиля пера лопаток.

Согласно технологической схемы, применяемой на АО «Мотор Сич», заготовку получают методом выдавливания, точной штамповки или периодической прокатки, а аэродинамический профиль пера формируют путем вальцевания. При такой схеме технология получения заготовки является высокопроизводительной, ее форма и размеры максимально приближены к готовой детали, обеспечиваются высокие механические свойства [10]. Однако, такая технология предусматривает нагрев металла до значительных температур ($800\ldots900$) °C при выдавливании и ($500\ldots600$) °C при штамповке. Для данной технологии характерна значительная неравномерность пластической деформации вдоль осей пера лопатки [11]. Оба эти фактора для сплавов в СМК состоянии могут предопределять процессы структурно-фазовых переходов, а также процессы возврата и роста зерна. Для данной технологии неблагоприятным, с точки зрения получения лопаток из сплавов в СМК состоянии, являются операции по доводке геометрии профиля пера и кромок лопаток, выполняемые абразивными инструментами. Так, при шлифовании кромок лопаток они подвергаются периодически повторяющемуся местному нагреву (и остыванию), что приводит к неуправляемому процессу рекристаллизации. Контактная температура в зоне шлифования титановых сплавов алмазным кругом может достигать $850\ldots1050$ °C [11], что недопустимо для сплавов в СМК состоянии.

Таким образом, можно сделать вывод, что традиционная схема производства лопаток является неприемлемой для СМК сплавов, т.к в ее основе лежат операции формоизменения заготовок путем их нагрева до температур полиморфного превращения.

Одним из новых прогрессивных технологических процессов является технология получения лопаток компрессора, основанная на формообразовании высокоскоростным фрезерованием [12, 13]. Основными особенностями процесса являются малые толщины среза и высокие скорости резания. При этом в качестве заготовок для лопаток может быть использован прокат различного сечения, поковки и штамповки.

В качестве опытной, предложена следующая технологическая схема:

- из заготовки титанового сплава с СМК структурой проведение формообразования пера лопатки путем механической обработки (высокоскоростным фрезерованием);

- формообразование хвостовика механической обработкой;
- термическая обработка;
- нанесение защитных покрытий;
- отделочно-упрочняющая обработка пера
- упрочнение хвостовика.

Таким образом, анализ особенностей технологических схем изготовления лопаток компрессора применительно к сплавам в СМК состоянии показывает, что их необходимо рассматривать в двух аспектах: получение заготовок с СМК структурой и последующего формообразования с поверхностью обработкой. Предлагаемая новая технологическая схема изготовления лопаток показана на рис. 4.

При данной технологической схеме наиболее рациональной механической обработкой заготовки с СМК структурой для формообразования пера и хвостовика лопатки является высокоскоростное фрезерование.

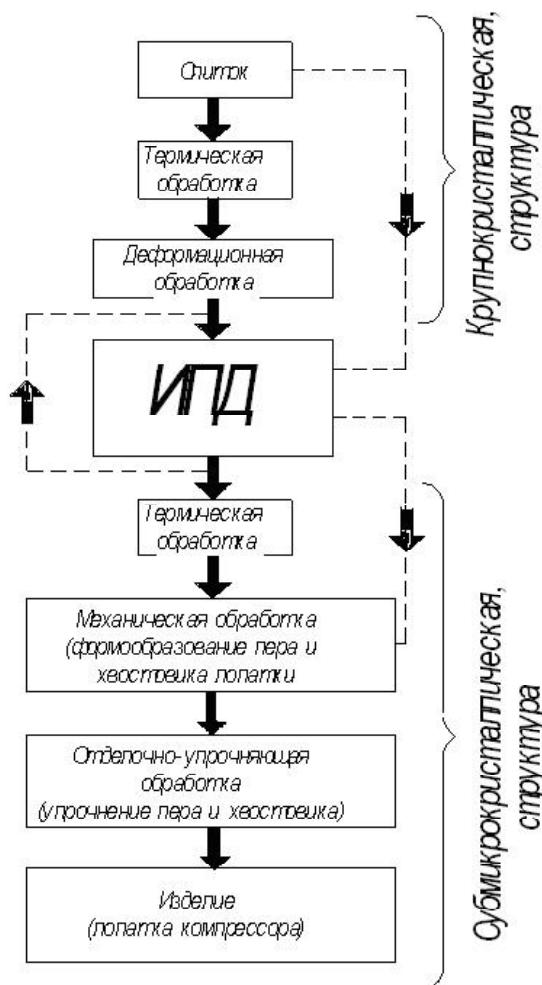


Рис. 4. Структурная технологическая схема изготовления лопаток компрессора из жаропрочного титанового сплава BT8 с использованием интенсивной пластической деформации

В целом, данная технологическая схема позволяет получать заготовки непосредственно из слитков жаропрочных титановых сплавов с заданной СМК структурой и последующим формообразованием профиля лопатки без существенного изменения структуры и свойств.

Выходы

1. Реализован процесс ИПД методом ВЭ для жаропрочного титанового сплава BT8. Установлено, что ВЭ при температуре деформации 700...750 °C приводит к формированию в сплаве СМК структуры и повышению микротвердости более чем в 1,5 раза в сравнении со стандартным прутком.

2. Показано, что наиболее рациональной технологической схемой изготовления компрессорных лопаток ГТД является получение заготовок с СМК структурой из титановых слитков путем ИПД методом ВЭ, а также их последующая механическая обработка, основанная на технологии высокоскоростного резания.

Список литературы

1. Producing Bulk Ultrafine-Grained Materials by Severe Plastic Deformation / [R. Z. Valiev, Y. Estrin, Z. Horita, etc.] // JOM 58 (4) (2006). – Р. 33–39.
2. Валиев Р. З. Объемныеnanoструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства / Р. З. Валиев, И. В. Александров. – М. : Академкнига. – 2007. – 397 с.
3. Винтовая экструзия – процесс накопления деформации / [Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, Д. В. Орлов, С. Г. Сынков]. – Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.
4. Useful properties of twist extrusion / [Y. Beygelzimer, V. Varyukhin, S. Synkov, D. Orlov] //Materials Science and Engineering A 503 (2009). – Р.14–17.
5. Павлинич С. П. К вопросу о применении nanoструктурных материалов для лопаток компрессора ГТД из титановых сплавов з використанням гвинтової екструзії
6. Наноиндустрия авиадвигателя [Электронный ресурс.] – П. :Пермские авиационные двигатели, 2010. – Режим доступа: <http://www.rusnanonet.ru/articles/45708>.
7. Полуфабрикаты из титановых сплавов / [Александров В.К., Аношкин Н.Ф., Бочвар Г.А. и др.]. – М. : Металлургия, 1979. – 512 с.
8. Обработка титановых сплавов давлением / [Мажарова Г. Е., Комановский А. З., Чечулин Б. Б., Важецин С. Ф.]. – М. : Металлургия, 1977. – 96 с.
9. Гусев А. И. Наноматериалы, nanoструктуры, нанотехнологии / Гусев А.И. – М. : ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 416 с.
10. Изготовление заготовок газотурбинных двигателей из титановых сплавов / В. А. Богуслаев, А. И. Долматов, П.Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2002. – 125 с.
11. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть I. Монография / [А. В. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье, ОАО «Мотор Сич», 2003 г. – 396 с.
12. Анализ технологических процессов формообразования профиля пера лопаток компрессора / [Н.В. Сахнюк, А.Я. Качан, С.Д. Зиличихис, В.А. Леонтьев] // Технологические системы. – № 31–32 (5–6/2005). – С. 12–24.
13. Жеманюк П. Д. Формообразование сложнопрофильных поверхностей моноколес высокоскоростным фрезерованием / П. Д. Жеманюк, В. Ф. Мозговой, А. Я. Качан // Газотурбинные технологии. – 2003. – № 5 (26) – С. 18–21.

Поступила в редакцию 30.05.2011

Качан О.Я., Овчинников О.В., Павленко Д.В., Шевченко В.Г., Кулагін Р.Ю., Бейгельзимер Я.Е., Варюхін В.Н., Распорня Д.В. Технологічні особливості виготовлення лопаток компресора ГТД із титанових сплавів з використанням гвинтової екструзії

Досліджено вплив температури інтенсивної пластичної деформації методом гвинтової екструзії на структуру й мікротвердість титанового сплаву BT8. Визначена область температур деформації 700–750 °C, обробка в якій призводить до формування у заготовках субмікрокристалічної структури. Встановлено підвищення мікротвердості сплаву з субмікрокристалічною структурою на 80% у порівнянні зі сплавом, який має глобуллярну структуру. Виконано аналіз перспективності технологічних схем, які включають гвинтову екструзію, для виробництва лопаток ГТД.

Ключові слова: жароміцний титановий сплав, інтенсивна пластична деформація, гвинтова екструзія, структура, лопатка, механічна обробка, високошвидкісне різання, вальцовання.

Kachan A., Ovchinnikov A., Pavlenko D., Shevchenko V., Kulagin R., Beygelzimer Ya., Varyukhin V., Raspornya D. Technological features of manufacturing titanium GTE compressor blade by the use of twist extrusion

Influence of temperature of the severe plastic deformation by twist extrusion method on the structure and microhardness of the titanium alloy VT8 is investigated. It is established, that deformation billets at the temperature range 700-750°C leads to the formation submicrocrystalline structure. It was shown, that the microhardness increase of the alloy with submicrocrystalline structure by 80% compared with the alloy, with globular structure. Analysis of the promising technological schemes involving twist extrusion for the gas turbine blades production is presented.

Key words: heat-resistant titanium alloy, severe plastic deformation, twist extrusion, structure, shoulder, machining, high-speed cutting, forge-rolling.

УДК 62.799:628.87

Д-р техн. наук В. С. Антонюк, Ю. Г. Мережаний

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», м. Київ

ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ МІКРОКЛІМАТУ ВИРОБНИЧИХ ПРИМІЩЕНЬ НА РЕСУРС ПРЕЦІЗІЙНИХ МЕХАНІЗМІВ ПРИЛАДІВ

Розглянуті вплив мікроклімату на якість та ресурс роботи прецизійних механізмів, зокрема гіроскопічних приладів. Приведені рекомендації щодо зменшення негативного впливу мікроклімату виробничого приміщення на прецизійне виробництво, та запропоновано систему керування мікрокліматом для забезпечення надійності гіроскопічних приладів та систем.

Ключові слова: мікроклімат, чистота приміщення, складання, прецизійність.

Вступ

Підвищення вимог до технічних та експлуатаційних характеристик механічних та електромеханічних приладів вимагає високої точності і стабільності характеристик прецизійних механізмів, що використовуються в цих приладах. В більшості випадків причиною відмов прецизійних механізмів є висока інтенсивність зношування поверхонь деталей, зайдання у парах тертя, недостатня антифрикційна якість змащування вузлів тертя [1].

Практика експлуатації гіроскопічних приладів показує, що найбільш важливою причиною, яка впливає на точність приладу, є стан опор ротора, оскільки інші елементи приладу не дають такого впливу на зниження точності [2]. Порушення в роботі головних опор може впливати на зміщення центра мас гіромотору, збільшувати динамічну нерівновагу і вібрацію ротора, збільшувати потужність, яку споживає гіромотор. Фактично ресурс роботи гіромотора визначається довговічністю та надійністю роботи підшипників головних опор.

В якості способів подовження довговічності опор ротора пропонується удосконалувати конструкцію підшипників та їх вузлів, а також технологію їх виготовлення, випробування та монтажу. Наприклад, щоб знизити вплив мікроклімату на елементи конструкції прецизійних механізмів в приладах, при їх конструктуванні передбачають спеціальні ущільнення, які забезпечують захист від пилу та герметичність корпусу приладу [2].

Проте, зазначені заходи стосуються лише конструктивних особливостей приладів та удосконалення технологічних операцій, і не враховують технологічні умови, в яких виконуються операції складання та регулювання. В той же час відомо, що похиби допущенні при складанні й регулюванні гіроскопічних приладів суттєво впливають

на їх точність та надійність [1]. До того ж, слід враховувати, що при виготовлені прецизійних приладів суттєвий вплив на їх подальшу експлуатацію вносять не тільки технологічні фактори, але й умови, в яких відбуваються процеси складання та регулювання. При цьому суттєву роль відіграє мікроклімат або технологічне середовище, в якому виконуються операції складання, в першу чергу це запиленість повітря, температура та вологість повітря. Пил може потрапляти в відповідальні елементи гіроскопічних приладів (опори, контактні пристрої, тощо) і різко погіршувати або зовсім порушувати їх роботу.

Ступінь насиченості повітря водяною парою характеризується відносною вологістю. Висока вологість повітря, а особливо конденсація вологи, прискорюють корозію деталей приладів і знижують міцність електричної ізоляції між струмонасучими деталями. Низька вологість повітря збільшує зношування щіток і кілець контактних пристроїв.

Зміна температури приладу впливає на лінійні розміри деталей, жорсткість окремих елементів конструкції, опір електричних провідників і магнітпроводів. При зміні температури можуть деформуватись окремі деталі конструкцій приладів із-за нерівномірних внутрішніх напружень. При низьких температурах, внаслідок зменшення зазорів в зчленуваннях і підвищення в'язкості мастила, можуть значно підвищуватись моменти тертя в опорах і навіть може відбутись заклиnenня механізму.

Метою роботи є розробка та вдосконалення спеціальних автоматизованих систем контролю та керування мікрокліматичними параметрами в складальних цехах прецизійного виробництва з підвищеним «класом чистоти», які забезпечують якість та надійність виготовлення прецизійних приладів та систем.

Вирішення поставленої задачі

Забезпечення якості прецизійних механоскладальних та регулювальних робіт можливе при дотримуванні певних умов технологічного процесу з створенням відповідного технологічного середовища, параметри якого чітко контролюються та регулюються.

Для вирішення поставленої задачі забезпечення якості і надійності прецизійних пристрій та систем запропоновано математичну модель технологічного середовища виробничого приміщення складальної ділянки прецизійних пристрій. При розробці математичної моделі мікроклімату виробничих приміщень бралися до уваги наступні задачі:

- розрахунок потоку повітря всередині приміщення з розміщеним у ньому обладнанням, перегородок, джерел тепла, вологи і забруднень;

- розрахунок розподілення температури в приміщенні;

- розрахунок розподілення вологості в приміщенні;

- розрахунок потоків розповсюдження та концентрації забруднень в приміщенні.

В основу математичної моделі мікроклімату виробничих приміщень складальної ділянки прецизійного виробництва з підвищеним «класом чистоти» покладено систему нестационарних рівнянь Нав'є-Стокса, рівнянь переносу тепла, вологи та концентрації забруднень [3]:

$$\frac{du_1}{dt} = \frac{\partial p / \rho}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{12}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{13}}{\partial x_3},$$

$$\frac{du_2}{dt} = \frac{\partial p / \rho}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{22}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{23}}{\partial x_3},$$

$$\frac{du_3}{dt} = \frac{\partial p / \rho}{\partial x_3} + \frac{\partial \tau_{31}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{32}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{23}}{\partial x_3} + g\beta\theta,$$

$$\frac{\partial u_1}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2}{\partial x_2} + \frac{\partial u_3}{\partial x_3} = 0,$$

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{L}{C_p} \Phi + \frac{\partial H_1}{\partial x_1} + \frac{\partial H_2}{\partial x_2} + \frac{\partial H_3}{\partial x_3} + J_\theta,$$

$$\frac{dq}{dt} = -\Phi + \frac{\partial P_1}{\partial x_1} + \frac{\partial P_2}{\partial x_2} + \frac{\partial P_3}{\partial x_3} + J_q,$$

$$\frac{dc}{dt} = \frac{\partial C_1}{\partial x_1} + \frac{\partial C_2}{\partial x_2} + \frac{\partial C_3}{\partial x_3} + J_c,$$

де x_i ($i = 1, 2, 3$) – декартові координати; u_i – компоненти швидкості; t – час; p – тиск; ρ – густина повітря; θ – температура, що відраховується від середнього значення $\bar{\theta}$; T – абсолютнона температура повітря; q – питома вологість; c – об’ємна концентрація домішок; J_θ, J_q, J_c – штучні джерела тепла, вологи і забруднюючих домішок; δ_{ij} – символ Кронекера; v_u, v_θ, v_q, v_c – коефіцієнти кінематичної в’язкості, температуропровідності, дифузії вологи і домішок; Φ – швидкість формування рідкої фази; L – прихована теплота конденсації (або сублімації); q_n – питома вологість насичення; g – прискорення вільного падіння; β – коефіцієнт об’ємного теплового розширення.

Вважаючи, що $\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} + u_j \frac{\partial}{\partial x_j}$ і враховуючи

відносно малі розміри розрахункової області, при проведенні числових експериментів можна враховувати, що $u_1 = u_2 = u_3 = \theta = q = c = 0$ при $t = t_0$.

Границні умови при цьому будуть мати наступний вигляд:

$$u_n = 0, \quad u_\tau = 0,$$

$$\theta = \theta_n \text{ або}$$

$$(v_\theta + k_H) \frac{\partial \theta}{\partial n} = \tau_\theta, \quad (\text{для твердої поверхні})$$

$$\frac{\partial q}{\partial n} = 0, \quad \frac{\partial c}{\partial n} = 0,$$

$$u_\tau = 0, \quad u_n = u_{in}, \quad v = \theta_{in}, \quad (\text{на вході потоку в} \\ \text{розрахункову область})$$

$$q = q_{in}, \quad c = c_{in}, \quad u_\tau = 0, \quad u_n = u_{out}, \quad (\text{на виході потоку з} \\ \text{розрахункової області})$$

де u_τ, u_n – нормальні і дотична складові швидкості; θ_n – температура на поверхні; τ_θ – тепловий потік; нижніми індексами *in* або *out* супроводжуються параметри на вході потоку в розрахункову область або виходу з неї.

На основі математичної моделі запропоновано систему керування мікрокліматом виробничого приміщення для прецизійного складання пристрій, яка регламентується технологічними умовами виробництва та вимогами стандартів ISO 9001, ISO 14644 та інших (рис. 1).

Система керування мікрокліматом виробничого приміщення складається з контролера управління вентиляцією (*KУ-B*), пульта управління вентиляцією (*П-B*) та силового блоку, що включає симістори (*MГTCO*), автомат (*A*) і реле (*P3*).

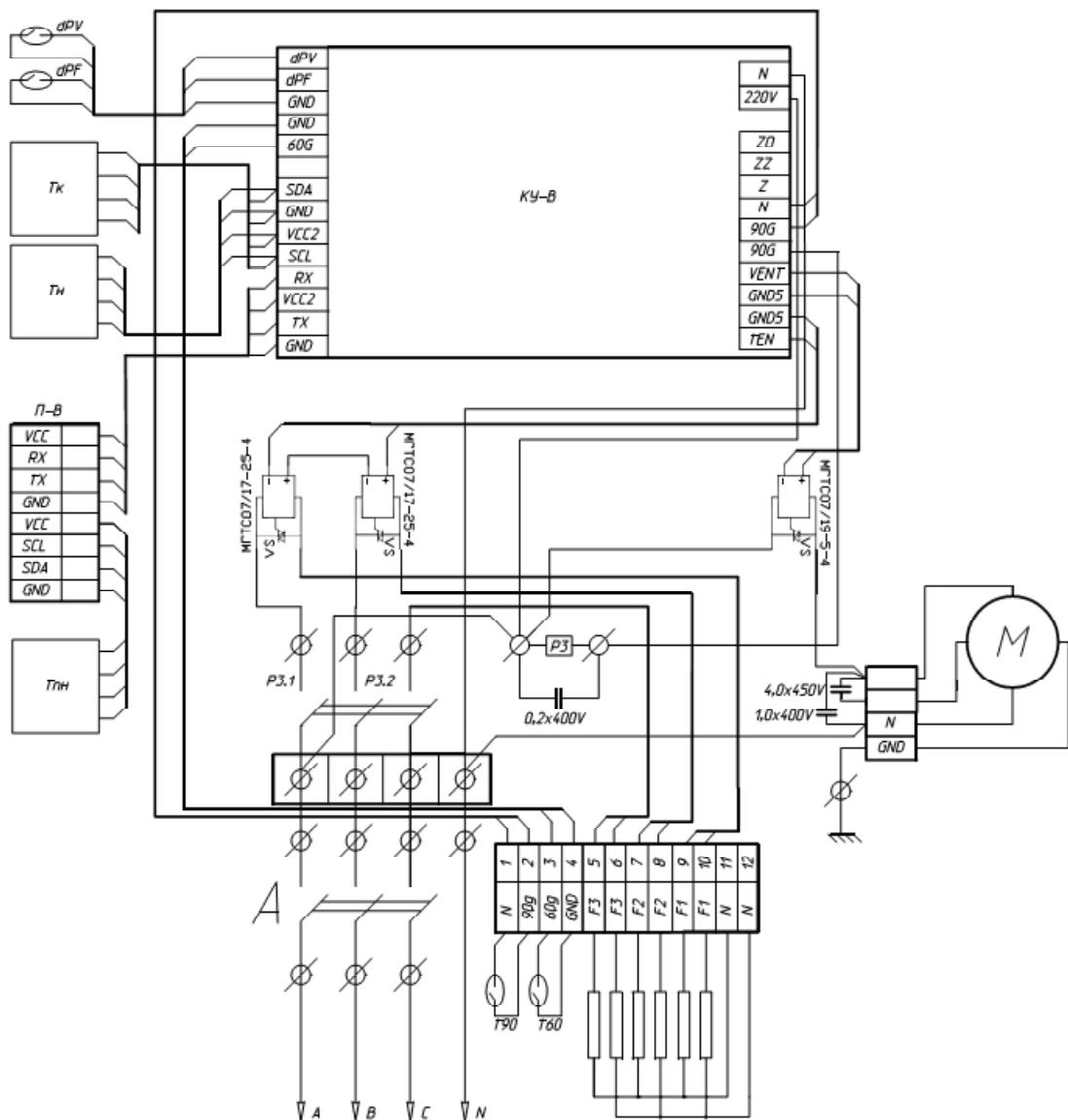


Рис. 1. Схема системи керування мікрокліматом

Для контролю параметрів мікроклімату в систему включені датчик температури приміщення (T_{th}), датчик температури каналу (T_k), датчик зовнішньої температури (T_h), датчики захисту теплового електронагівача (TEH) від перегріву на 60°C ($T60$) і 90°C ($T90$). Для контролю стану роботи вентилятора (M), що нагнітає повітря в приміщення, та контролю ступеня засміченості фільтра тонкої очистки повітря використовуються датчики вимірювання перепаду тиску (dPV і dPF відповідно).

Очищення приточного повітря виконується наступним чином. Вентилятор (M) нагнітає зовнішнє повітря у систему вентиляції приміщення через фільтр тонкої очистки, що очищає повітря від часток бруду. Контролер $KY-B$ опитує датчик тиску контролю вентилятора (dPV), що

порівнює різницю тиску до приточного вентилятора (M) і після нього, та датчик тиску контролю фільтра (dPF), що порівнює різницю тиску до повітряного фільтра і після нього, їй видається сигнал на керування приточного вентилятора (M). Якщо різниця тиску на датчиках (dPV і dPF) більше заданої $KY-B$, тоді $KY-B$ видає сигнал на зупинку роботи вентилятора (M). Якщо різниця тиску на датчиках тиску (dPV і dPF) менше заданої, то мікропроцесорний блок продовжує опитування датчиків. Так контролюється потік повітря, що нагнітається вентилятором (M), а також контролюється ступінь засміченості повітряного фільтра, і в разі потреби подається сигнал про необхідність його заміни.

Підігрів приточного повітря виконується наступним чином. Контролер управління ($KY-B$) керує

роботою вентилятора, що нагнітає зовнішнє повітря у приміщення через теплоелектричний нагрівач *ТЕН* (*FIF3*). Контролер *КУ-В* опитує датчик температури, що встановлений до вентилятора (*Tn*), датчик температури, встановлений після вентилятора (*Tк*), та датчик температури, встановлений в приміщенні (*Tнн*). Якщо температура на датчику температури зовнішнього повітря (*Tn*) менше температури на датчику температури в приміщенні (*Tнн*), контролер *КУ-В* включає *ТЕН*. Якщо температура більше або дорівнює, то *КУ-В* припиняє роботу *ТЕН*. Точне налаштування потужності роботи *ТЕН* виконується за допомогою використання широтно-імпульсного модулятора та порозрядного врегулювання. Таким чином досягається необхідне значення температури приточного повітря в приміщенні. Датчик температури в каналі (*Tк*) додатково виконує функцію захисту *ТЕН* від перегріву. Якщо температура на цьому датчику більше значення температури заданої *КУ-В*, то блок керування примусово припиняє роботу *ТЕН*, не даючи йому перегрітися і вийти з ладу.

Керування роботою системи, завдання параметрів мікроклімату і інші сервісні функції виконуються за допомогою пульта керування вентиляцією (*П-В*). Система забезпечує мікроклімат на прецизійному складальному виробництві згідно технічних вимог технологічного процесу в автоматичному режимі за умови її застосування разом з технологіями «чистих приміщень».

Згідно стандарту ISO 14644-1, чисте приміщення (cleanroom) – це приміщення, в якому контролюється рахункова концентрація аерозольних часток які побудовано і використовується таким чином, щоб звести до мінімуму надходження, генерацію та нагромадження часток в середині приміщення, і в якому, при необхідності, контролюються інші параметри, наприклад, температура, вологість й тиск. Чисті приміщення класифікуються по ступеню чистоти повітря в них [4].

Іноді для забезпечення умов технологічного процесу в межах чистого приміщення виникає необхідність створення окремих ізольованих ділянок – боксів (або мікробоксів). Якщо клас чистоти, який потрібно підтримувати всередині боксу, аналогічний класу чистоти самого чистого приміщення, можна використовувати бокс класу I, оскільки в ньому ізоляція забруднень усередині боксу забезпечується повітряним потоком, що надходить із приміщення. Якщо ж всередині боксу необхідний більш високий клас чистоти, ніж у основного чистого приміщення, тоді слід використовувати бокс класу II. Його конструкція забезпечує потік профільтрованого повітря над виробом і у той же час гарантує, що повітря не буде виходити за межі боксу. Для того, щоб забезпечити надійну роботу боксів класу II, необ-

хідно приділяти особливу увагу балансу повітряних потоків [5].

Принцип організації вентиляції в чистих приміщеннях схожий на принципи вентиляції більшості звичайних приміщень із кондиціонуванням повітря. Повітря в такі приміщення подається системою кондиціонування через встановлені на стелі повітророзподільні. Однак, системи вентиляції чистих приміщень мають цілий ряд особливостей:

- звичайні приміщення повинні забезпечуватися тільки кількістю повітря, що необхідна для створення умов праці; як правило, кратність повіtroобміну (у годину) у них перевбуває в межах від 2 до 10. У той же час в чистих приміщеннях необхідно мати величину кратності повіtroобміну від 10 до 100. Ця додаткова кількість повітря необхідна для розрідження забруднень, що знаходяться в повітрі, до прийнятної концентрації;

- у чистих приміщеннях використовують набагато більш ефективні повітряні фільтри, ніж в інших приміщеннях; ефективність фільтрів для видалення з повітряного середовища часток розміром більш 0,3 мкм звичайно перевищує 99,97 %.

- у чистих приміщеннях високоефективні фільтри встановлюються в місцях подачі повітря в приміщення, а у системах кондиціонування повітря в офісах і подібним їм приміщеннях, фільтри розміщують безпосередньо за системою кондиціонування повітря, що не виключає можливості проникнення забруднень у приміщення через повітроводи або генерації часток їх внутрішніми поверхнями;

- для того, щоб виключити потрапляння повітря в чисте приміщення із суміжних, більш забруднених ділянок, у такому приміщенні повинен бути створений надлишковий тиск повітря відносно сусідніх приміщень, менш чистих; це досягається шляхом подачі в приміщення великої кількості повітря, яке потім віддаляється через витяжну вентиляцію, або подається у суміжні, менш чисті приміщення.

Також важливою ознакою чистого приміщення є стан його поверхонь. Матеріали для оздоблення чистого приміщення повинні легко піддаватися очищенню і не бути джерелом часток, що забруднюють повітря. Поверхні повинні бути виконані таким чином, щоб забезпечити доступ до них під час прибирання та виключати нагромадження забруднень у порожнинах та щілинах.

Чистота повітря пов'язана з генерацією аерозольних забруднень, що виділяється технологічним устаткуванням і працюючим в чистому приміщенні персоналом. Чим більше людей перебуває в чистому приміщенні, чим активніші дії, що виконує персонал, чим гірше якість використовуваного одягу, тим вище ступінь забруднен-

ня повітря в приміщенні. Людина, що переходить у чистому приміщенні з місця на місце й одягнена у спецодяг, що неефективно запобігає поширенню забруднень, наприклад, у спецодяг або лабораторний халат, може в середньому генерувати у хвилину близько $2 \cdot 10^6$ часток розміром $\geq 0,5$ мкм, близько 300000 часток розміром $\geq 5,0$ мкм. Якщо людина одягнена в правильно виготовлений одяг (комбінезон, взуття до колін, тощо), який виконано з матеріалів, що ефективно затримують забруднення, то середня генерація часток розміром $\geq 0,5$ мкм і $\geq 5,0$ мкм за хвилину скоротиться на 50 та 88 відсотків відповідно. Інформації щодо генерації часток технологічним обладнанням, яке працює в чистому приміщенні, доволі мало, але вважається [4], що ця величина досягає декількох мільйонів часток розміром $\geq 0,5$ мкм за хвилину.

Реалізація розробленої системи моніторингу та керування параметрами мікроклімату виробничого приміщення в умовах реального виробництва складального цеху показало, що для забезпечення технічних вимог технологічного процесу складання гіроскопічних приладів необхідно дотримуватись концентрації часток пилу в повітрі не більш 8 часток на 1 літр повітря, розміром 1 мкм. Дано система забезпечує чистоту виробничого приміщення у відповідності до класу чистоти 6 ISO, в якому згідно стандарту [4] кількість часток пилу розміром до 1 мкм не повинна перевищувати 8320 часток пилу на 1 м³ повітря, що є допустимим для процесу складання прецизійних гіроскопічних приладів та систем.

Висновки

Ресурс роботи деталей прецизійних механізмів, зокрема механізмів, що використовуються в приладах систем орієнтації і навігації суттєво залежить від параметрів мікроклімату виробничого приміщення, таких як температура, вологість повітря і особливо запиленість повітря. При прецизійному складанні гіроскопічних приладів, наявність мікробруду, що потрапляє в елементи рухомих конструкцій приладу, значно по-

Антонюк В.С., Мережаный Ю.Г. Влияние параметров микроклимата производственных помещений на ресурс деталей прецизионных механизмов

Рассмотрено влияние микроклимата на качество работы и ресурс прецизионных механизмов, а именно гироскопических приборов. Приведены рекомендации уменьшения отрицательного влияния микроклимата производственного помещения на прецизионное производство и предложена система управления микроклиматом с целью обеспечения надежности гироскопических приборов и систем.

Ключевые слова: микроклимат, чистота помещения, сборка, прецизионность.

Antonjuk V., Merezhanyj J. Industrial premises microclimate parameters influence on the resource of precision mechanisms details

Influence of a microclimate on quality of work and resource of precision mechanisms, namely gyroscopic devices is considered. Recommendations of industrial premise microclimate negative influence reduction on precision manufacture are resulted and the control system of a microclimate for the purpose of reliability maintenance gyroscopic devices and systems is offered.

Key words: microclimate, cleanliness of a room, assembly, accuracy.

гіршує експлуатаційні характеристики приладів, а в деяких випадках може приводити до виходу елементів механізму з ладу.

Для забезпечення точності і стабільності характеристик прецизійних механізмів пропонується використовувати «чисті приміщення» разом з спеціально розробленою системою моніторингу та керуванням мікрокліматом, яка підтримує параметри технологічного середовища виробничого приміщення на заданому рівні, що відповідно забезпечує технічні умови складання прецизійних механізмів, необхідних для якісної та довговічної експлуатації навігаційних приладів та систем.

Список літератури

- Павловский М. А. Влияние погрешностей изготовления и сборки гироприборов на их точность./ М. А. Павловский. – К. : Издательство Киевского университета, 1973. – 192 с.
- Гирокопические системы, Ч. III. Элементы гирокопических приборов / [Никитин А. Е., Шестов С. А., Матвеев В. А. и др.] ; под ред. Д. С. Пельпора. – М. : Высш. школа, 1972. – 472 с. с ил.
- Описание пакета прикладных программ для моделирования микроклимата внутри помещений / [Сарманаев С. Р., Десятков Б. М., Бородулин А. И., Ярыгин А. А.] // Сибирский журнал индустриальной математики. – 2003. – Т. VI. № 4(16). – С. 94–110.
- Cleanrooms and associated controlled environments – Part 1: Classification of air cleanliness. (ISO 14644-1, IDT): ISO 14644-1:1999. – [Чинний від 1999-05-01]. – USAINFO.COM.: COPYRIGHTED MATERIAL LICENSED TO NASA, 1999. – I, 24 с. – (Міжнародний стандарт).
- Проектирование чистых помещений / Под ред. В. Уайта., пер. с англ. [Алексашин О. Ф., Балаханов М. В., Власенко В. И. и др.] ; под ред. В. И. Калечица. – М. : «Клинрум», 2004. – 360 с.

Поступила в редакцию 24.08.2011

УДК 621.452.3

**Канд. техн. наук Э. В. Кондратюк¹, канд. техн. наук Г. В. Пухальская²,
В. Г. Жарик¹, Т. А. Панченко², С. В. Критчин¹**

¹ ГП ЗМКБ «Ивченко-Прогресс»,

² Запорожский национальный технический университет;
г. Запорожье

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ВСФ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОЛЕС ЗА СЧЕТ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ МЕТОДОВ ОБРАБОТКИ

Исследовано влияние режимов резания на параметры качества поверхностного слоя при высокоскоростном фрезеровании центробежных колес из титановых сплавов, предложен оптимальный режим для чистового фрезерования. В результате сравнения двух методов черновой обработки центробежных колес показана экономическая эффективность использования плунжерного фрезерования.

Ключевые слова: центробежное колесо, высокоскоростное фрезерование, плунжерное фрезерование, качество поверхностного слоя.

Введение

В настоящее время на производстве стоит задача не только обеспечить требуемую точность размеров детали и заданных параметров качества поверхностного слоя, но и повысить производительность процесса резания. Существует два способа управления качеством: управление режимами резания в процессе механической обработки и обеспечение требуемых параметров последующим воздействием на деталь [1]. Первый способ позволяет избавиться от финишных операций и является наиболее эффективным. Режим высокоскоростного фрезерования (ВСФ), при котором обеспечиваются необходимые параметры качества обработки, стойкость инструмента, наибольшая производительность, является оптимальным. При этом должна обеспечиваться достаточная жесткость системы СПИД и максимальная эффективность использования мощности станка путем увеличения режимов резания, близких к предельным, либо путем применения высокопроизводительных способов фрезерования.

Лопатки центробежного колеса (ЦБК) являются тонкостенными деталями с узким межлопаточным пространством, фрезы имеют большой вылет при малом диаметре и работают при высоких частотах вращения.

На данный момент отсутствуют объективные рекомендации по выбору режимов резания для концевого фрезерования ЦБК из титановых сплавов и обеспечиваемое при этом качество поверхностного слоя. А вопрос о применении плунжерного фрезерования для черновой обработ-

ки ЦБК недостаточно изучен, что делает эти проблемы весьма актуальными.

Цель работы: повышение параметров качества поверхностного слоя ЦБК из титанового сплава при высокоскоростном фрезеровании за счет оптимизации режимов резания и применения продуктивного способа фрезерования.

Объект исследования: центробежное колесо компрессора двигателя АИ-450 из титанового сплава ВТ25-У.

Предмет исследования: режимы высокоскоростного фрезерования, характеристики поверхностного слоя лопаток моноколеса после финишного ВСФ, методы чернового фрезерования ЦБК.

Методика исследований

Главным критерием оценки качества высокоскоростной обработки ЦБК является точность геометрии детали и характеристики качества поверхностного слоя. С учетом рационального использования дорогостоящих моноколес, представлена следующая последовательность выполнения экспериментов: исследование влияния режимов высокоскоростной обработки на формирование шероховатости поверхности, на степень нахлела поверхностного слоя, на формирование остаточного напряженного состояния, определение рационального режима ВСО и его опытная проверка.

В качестве основного объекта исследования был взят сектор ЦБК из титанового сплава ВТ3-1 с 10 лопатками (5 больших и 5 маленьких), который изготавливался согласно технологическому процессу изготовления ЦБК (рис. 1).

© Э. В. Кондратюк, Г. В. Пухальская, В. Г. Жарик, Т. А. Панченко, С. В. Критчин, 2012

Такой подход, за счет сохранения геометрии лопатки и ступицы, позволяет устанавливать адекватные закономерности механической обработки и является экономически целесообразным.

Параметры качества поверхности лопаток и ступицы моноколеса контролировали после чистового высокоскоростного фрезерования. Для определения влияния режимов резания на характеристики качества поверхностного слоя лопатки, образцы обрабатывались по различным технологическим схемам (табл. 1).

После обработки сектора моноколеса вырезали образцы для исследования качества поверхностного слоя (рис. 2). Вырезку образцов из лопаток производили электроэрозионным способом.

Высокоскоростная обработка сектора ЦБК производилась на универсальном обрабатывающем центре Starrant ZS-500/130 фирмы Starrant Heckert.

При черновом фрезеровании межлопаточного пространства моноколеса использовались кони-

ческие фрезы диаметром $D = 5$ мм и $D = 4$ мм. Режимы резания составили: минутная подача $S = 250$ мм/мин ($Sz = 0,016$ мм/об), частота вращения шпинделя $n = 4000$ об/мин ($V = 50,2 \dots 62,8$ м/мин). Финишное фрезерование выполнялось конической фрезой со сферическим зубом $D = 3,2$ мм по режимам резания, представленным в табл. 1.

Основными критериями выбора данных режимов являлись: обеспечение необходимых характеристик качества поверхности слоя, исследование динамических характеристик шпиндельного узла и максимальное использование мощности станка, рассмотренные в работе [2].

Геометрическое состояние качества поверхности слоя оценивали по шероховатости поверхности при помощи электронного профилометра Mahr Perthometer M3 контактным методом. Шероховатость измеряли по перу лопаток в верхней и нижней частях в продольном и поперечном направлениях. База измерения 5,6 мм. Величины R_a , R_z получены автоматически.

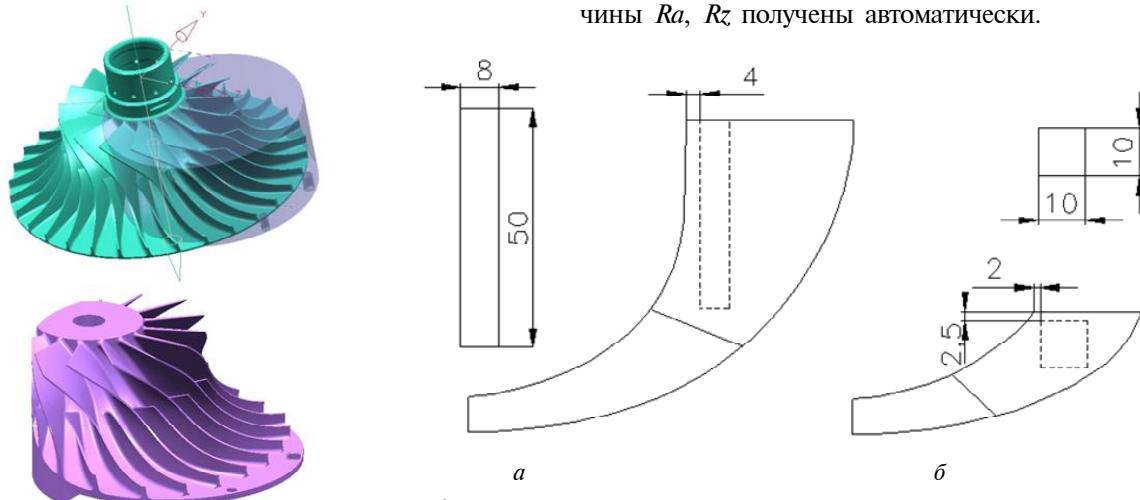


Рис. 1. Сектор ЦБК

Рис. 2. Схема вырезки образцов из лопаток сектора ЦБК для исследования качества поверхностного слоя: *a* – образцы для исследования остаточных напряжений первого рода, *б* – образцы для исследования микротвердости

Таблица 1 – Технологические схемы обработки и режимы резания для чистового фрезерования сектора ЦБК

№ ло- пат- ки	Технология обработки	Режимы чистового фрезерования	
		n , об/мин (V , м/мин)	S , мм/мин (Sz , мм/об)
Большие лопатки			
1	Черновое фрез.+п/чистовое фрезер.+ТО(отжиг)	–	–
2	Черн. фрез.+ п/чист. фрезер. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	8000 (80,4)	1000 (0,031)
3	Черн. фрез. + п/чист. фрезер. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	8000 (80,4)	1400 (0,043)
4	Черн. фрез.+ ТО(отжиг)+п/чист. фрезер. + чист. фрез.	9500 (95,5)	1000 (0,026)
5	Черн. фрез. + ТО(отжиг)+п/чист. фрезер. + чист. фрез.	9500 (95,5)	1400 (0,037)
Маленькие лопатки			
1'	Черновое фрез.+п/чистовое фрезер.+ТО(отжиг)	–	–
2'	Черн. фрез. + п/чист. фрез. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	8000 (80,4)	1000 (0,031)
3'	Черн. фрез. + п/чист. фрез. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	8000 (80,4)	1400 (0,043)
4'	Черн. фрез. + п/чист. фрез. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	9500 (95,5)	1000 (0,026)
5'	Черн. фрез. + п/чист. фрез. + ТО(отжиг)+чист. фрез.	9500 (95,5)	1400 (0,037)
Межлопаточное пространство			
	Черн. фрез. + ТО(отжиг)+п/чист. фрез. + чист. фрез.	1000 (10)	120 (0,03)

Измерение микротвердости проводили на микротвердомере ПМТ-3 вдавливанием индентора под нагрузкой $P = 1\text{Н}$ по 10 отпечаткам, имеющим правильную форму. В качестве индентора применена алмазная пирамида с квадратным основанием и углом при вершине между противолежащими гранями 136° [3]. Степень поверхности наклена пера лопаток после механической обработки оценивали по изменению микротвердости поверхностного слоя до и после обработки.

Исследование остаточных напряжений на перелопаток производили механическим методом, разработанным акад. Н. Н. Давиденковым с использованием формул из работы [4] для построения эпюор и прибора ПИОН-2.

Результаты исследования влияния режимов резания ВСФ на формирование характеристик поверхности слоя ЦБК

1. Оценка шероховатости поверхности

Шероховатость поверхностей в значительной степени определяет основные эксплуатационные свойства деталей. Поэтому характеристики шероховатости поверхности строго нормируются и подвергаются постоянному анализу в технологических исследованиях и контролю в процессе производства.

Результаты измерений шероховатости лопаток после обработки на различных режимах чистового фрезерования (табл. 2) показали, что шероховатость поверхностей лопаток после чистового фрезерования оказалась лучше у четвертой лопатки, обработанной при режимах резания: $n = 9500$ об/мин, $S = 1000$ мм/мин (рис. 3) и составила $Ra^{prod} = 0,36$ мкм ($Rz^{prod} = 2,33$ мкм), $Ra^{non} = 0,37$ мкм ($Rz^{non} = 2,3$ мкм), более низкое качество поверхностного слоя наблюдается на второй лопатке ($n = 8000$ об/мин, $S = 1000$ мм/мин), самая высокая шероховатость на третей и пятой лопатках. Увеличение подачи приводит к ухудшению шероховатости как в продольном, так и в поперечном направлениях. Также наблюдается увеличение шероховатости поверхности от входной к выходной кромке. Увеличение чисел оборотов благоприятно оказывается на уменьшении параметров шероховатости.

На основании полученных данных построены усредненные графики зависимостей (рис. 4), которые демонстрируют тенденцию изменения шероховатости поверхности от режимов резания.

Из рис. 4 видно, что с увеличением подачи фрезы качество поверхностного слоя ухудшается, а при увеличении частоты вращения шпинделя, при подаче $S = 1000$ мм/мин, микропрофиль поверхности улучшается, при $S = 1400$ мм/мин — практически не изменяется.

Таблица 2 – Результаты измерения шероховатости лопаток по спинке в продольном и поперечном направлении

Лопатка №	Обработка	$n_{об/мин}$	$S_{мм/мин}$	Продольная шероховатость, мкм												Поперечная шероховатость, мкм											
				Верхняя часть лопатки				Нижняя часть лопатки				Среднее значение				Среднее значение				Среднее значение				Среднее значение			
				Номер замера		Среднее значение		Номер замера		Среднее значение		Номер замера		Среднее значение		Номер замера		Среднее значение		Номер замера		Среднее значение		Номер замера		Среднее значение	
1*	Черн+п/чист+ТО	—	—	0,61	2,89	1,11	4,97	1,76	7,53	1,16	7,70	1,02	5,6	1,19	5,93	1,08	4,77	1,10	5,43	1,13	6,57	—	—	—	—	—	—
2*	Черн+п/чист+ТО+чист	8000	1000	0,66	3,8	0,47	2,2	0,59	2,75	0,57	4,38	0,99	5,05	0,62	2,99	0,8	4,11	0,80	4,05	0,69	4,22	—	—	—	—	—	—
3*	Черн+п/чист+ТО+чист	8000	1400	0,58	2,51	1,08	4,81	0,77	3,64	0,81	5,48	0,79	5,03	0,9	5,06	0,6	2,81	0,76	4,30	0,79	4,89	—	—	—	—	—	—
4*	Черн+п/чист+ТО+чист	9500	1000	0,48	2,49	0,15	0,79	0,19	1,02	0,27	2,15	0,45	2,59	0,44	2,55	0,44	2,39	0,44	2,51	0,36	2,33	—	—	—	—	—	—
5*	Черн+п/чист+ТО+чист	9500	1400	0,95	3,92	0,55	2,35	0,91	3,67	0,80	4,97	1,00	5,64	1,04	5,01	0,93	4,6	0,99	5,08	0,90	5,03	—	—	—	—	—	—
1*	Черн+п/чист+ТО	—	—	1,46	9,26	0,94	4,67	2,41	11,1	1,60	8,34	1,66	7,92	1,69	9,05	1,74	9,2	1,70	8,72	1,65	8,53	—	—	—	—	—	—
2*	Черн+п/чист+ТО+чист	8000	1000	0,43	2,03	0,27	1,31	0,27	1,73	0,32	1,69	0,71	3,85	0,85	4,63	0,8	4,13	0,79	4,20	0,56	2,95	—	—	—	—	—	—
3*	Черн+п/чист+ТО+чист	8000	1400	0,45	3,27	0,79	5,58	0,7	5,15	0,65	4,67	0,8	3,98	1,3	7,74	1,26	7,64	1,12	6,45	0,89	5,56	—	—	—	—	—	—
4*	Черн+п/чист+ТО+чист	9500	1000	0,4	2,39	0,26	1,42	0,19	1,16	0,28	1,66	0,43	3,03	0,5	3,04	0,42	2,71	0,45	2,93	0,37	2,30	—	—	—	—	—	—
5*	Черн+п/чист+ТО+чист	9500	1400	0,64	3,01	0,75	3,46	0,8	4,13	0,73	3,53	1,01	5,08	1,11	6,16	1,23	5,96	1,12	5,73	0,93	4,63	—	—	—	—	—	—

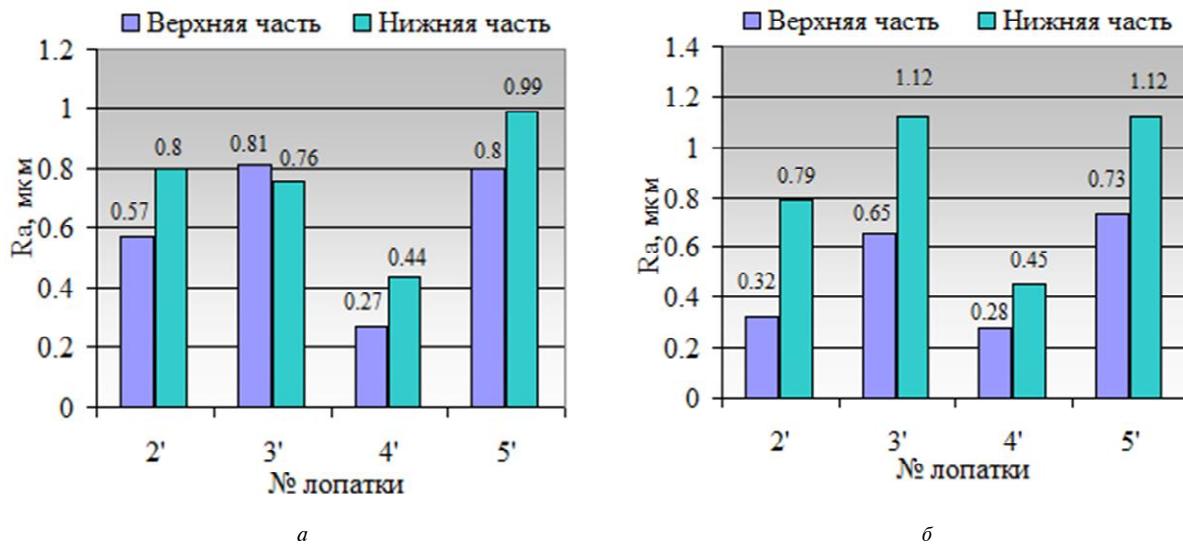


Рис. 3. Исследование шероховатости поверхностного слоя вдоль пера лопаток в продольном (а) и поперечном (б) направлениях

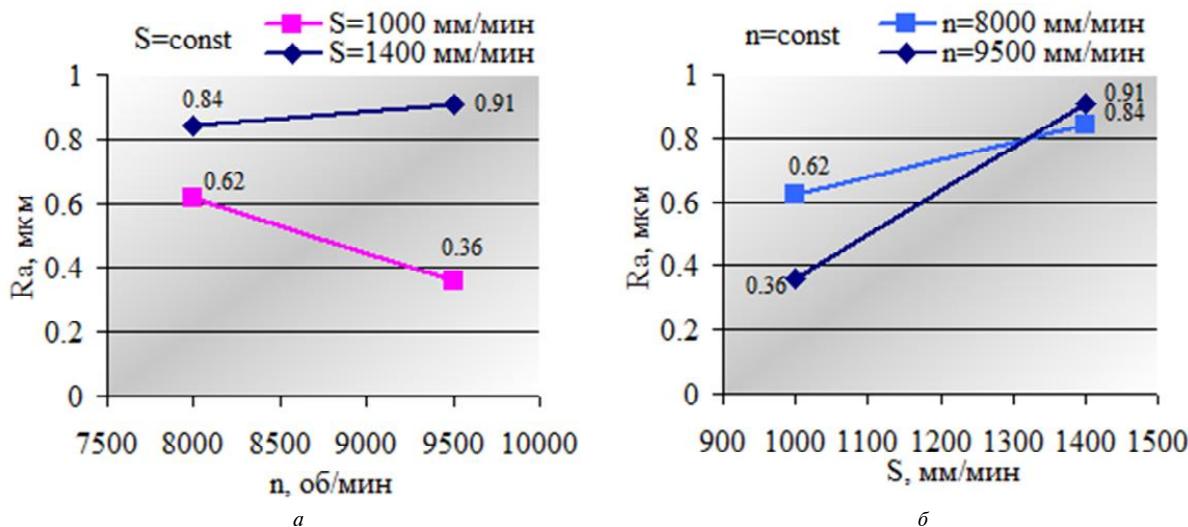


Рис. 4. Зависимость шероховатости поверхностного слоя лопаток от режимов резания: а – от частоты вращения шпинделя, б – от подачи резания

2. Определения микротвердости и степени наклена поверхностного слоя лопаток ЦБК

Одним из основных критериев воздействия на поверхностный слой обрабатываемой детали является изменение микротвердости поверхности по сравнению с исходной. Микротвердость поверхностного слоя зависит не только от силового, но и от теплового факторов, действующих в зоне обработки [5].

При исследовании наклена определяли микротвердость поверхности малых лопаток (табл. 3).

На рис. 5 видно, что максимальное значение степени наклена наблюдается на четвертом образце и составляет 30 %, на втором и пятом образце они практически равны, а третий образец имеет минимальное значение микротвердости.

На основании полученных данных построены

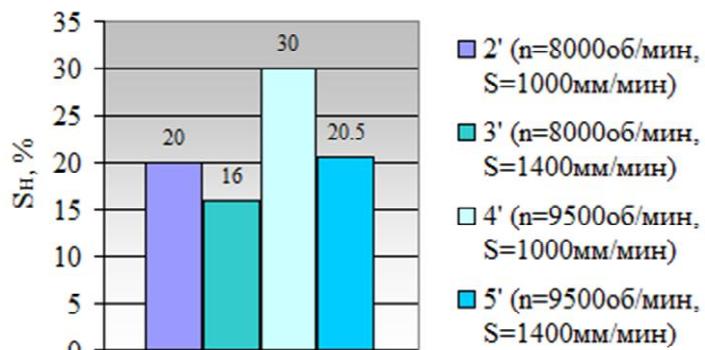
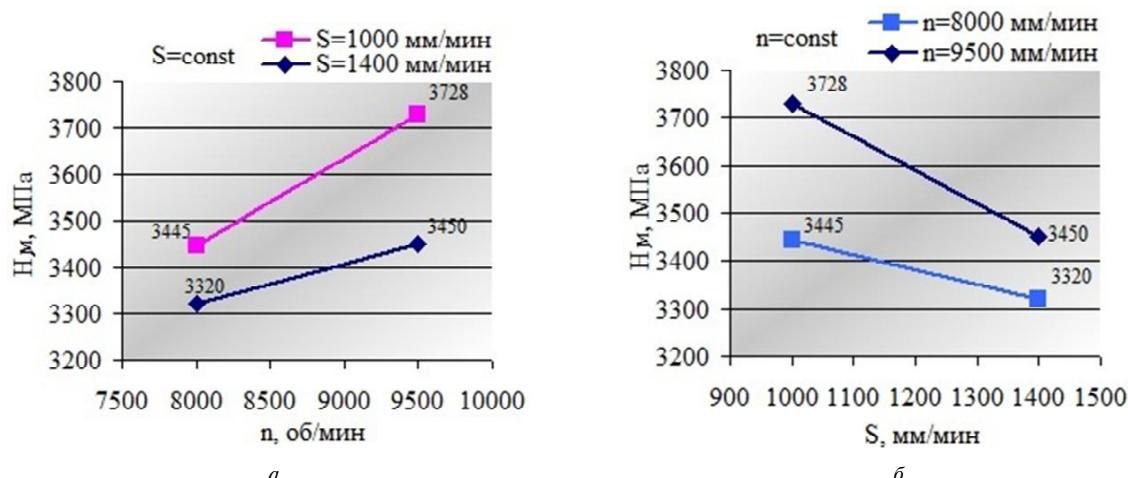
графики зависимостей микротвердости лопаток от режимов резания (рис. 6). Степень наклена поверхностного слоя лопаток уменьшается с увеличением подачи и уменьшением частоты вращения шпинделя.

3. Формирование остаточных напряжений в лопатках ЦБК

Исследование остаточного напряженного состояния выполняли на образцах, вырезанных из лопаток ЦБК, обработанных по различным технологиям, что дает возможность оценить влияние режимов резания на качество поверхностного слоя; исследовать остаточные напряжения, которые формируются после чистового фрезерования, а также изучить влияние наследственности на формирование окончательного напряженного состояния поверхности слоя после полчищевого фрезерования.

Таблица 3 – Результаты определения микротвердости на спинке лопаток

№ лопатки	Технология обработки	Режимы резания при чистовом фрезеровании		Среднее значение микротвердости H_μ , МПа	Степень наклена, S_H %
		n , об/мин	S , мм/мин		
1'	Черн+п/чист+ТО	–	–	2862	Исходн.
2'	Черн+п/чист+ТО+чист	8000	1000	3445	20
3'		8000	1400	3320	16
4'		9500	1000	3728	30
5'		9500	1400	3450	20,5

**Рис. 5. Исследование степени наклена поверхностного слоя пера лопаток****Рис. 6. Зависимость микротвердости поверхностного слоя лопаток от режимов резания:**
a – от частоты вращения шпинделья, *б* – от подачи резания

Анализ распределения эпюор остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя показывает, что высокоскоростное фрезерование способствует формированию на поверхности лопаток благоприятных сжимающих остаточных напряжений. В поверхностных слоях наводятся остаточные напряжения сжатия с глубиной распространения до 50 мкм. Причиной возникновения на поверхности сжимающих остаточных напряжений является то, что большая часть тепла переходит в стружку, что не характерно для традиционного фрезерования. В результате, действие упрочняющего силового фактора превосходит действие теплового – разупрочняющего, и в поверхностном слое формируются благоприятные сжимающие напряжения [6].

На рис. 7, *a* показано распределение остаточных напряжений на поверхности лопатки после чистового фрезерования, где третья лопатка имеет наибольшую величину остаточных напряжений на поверхности до 168 МПа. Также наблюдается рост величины остаточных напряжений с 106 МПа до 168 МПа при увеличении подачи резания с 1000 мм/мин до 1400 мм/мин.

Эпюры (рис. 7, *б*) показывают распределение остаточных напряжений на поверхности лопатки после получистового и чистового фрезерования. Наблюдаются рост величины остаточных напряжений с 79,4 МПа до 95 МПа при увеличении подачи резания с 1000 мм/мин до 1400 мм/мин, а глубина их залегания уменьшается.

При сравнении эпюр распространения в поверхностном слое лопаток остаточных напряжений по двум технологическим схемам наблюдается снижение величины остаточных напряжений на поверхности и увеличение глубины залегания после получистового и чистового фрезерования. Увеличение глубины залегания остаточных напряжений благоприятно сказывается на качестве поверхностного слоя, эксплуатационных характеристиках детали и связано с перераспределением остаточных напряжений сжатия в результате получистового и чистового фрезерования.

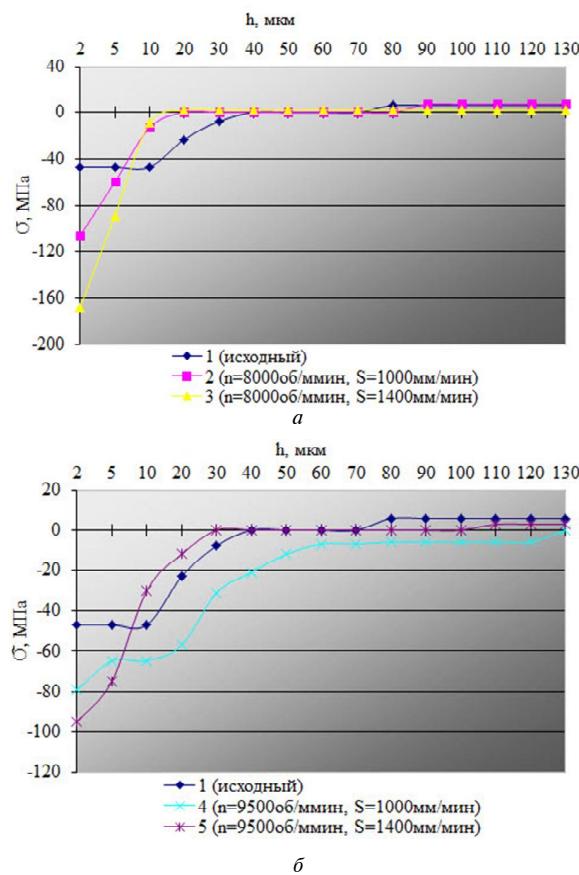


Рис. 7. Распределение остаточных напряжений в лопатках, обработанных по различным технологиям:
а – черн.фр.+п/чист.фр.+ТО+чист.фр.;
б – черн.фр.+ТО+п/чист.фр.+чист.фр.

Таблица 5 – Функции отклика, полученные при реализации эксперимента

№ режима	Кодированный масштаб факторов		Натурный масштаб факторов		Параметры продольной шероховатости лопаток, мкм		Параметры поперечной шероховатости лопаток, мкм		Степень наклена лопаток, %	Распределение остаточных напряжений на лопатках, МПа
	X_1	X_2	X_1 , об/мин	X_2 , мм/мин	R_a	R_z	R_a	R_z		
1	+1	+1	9500	1400	0,895	5,025	0,925	4,63	20,55	-95,1
2	-1	+1	8000	1400	0,785	4,89	0,885	5,56	16	-168
3	+1	-1	9500	1000	0,355	2,33	0,365	2,295	30,26	-79,4
4	-1	-1	8000	1000	0,685	4,215	0,555	2,945	20,37	-106

Полученные в результате реализации экспериментов согласно разработанной матрице планирования функции откликов имеют вид:

1) по продольной шероховатости лопаток:
по R_a : $Y = 0,68 + 0,055X_1 - 0,16X_2$

$$\text{по } R_z: Y = 4,115 + 0,438X_1 - 0,843X_2; \quad (2)$$

по поперечной шероховатости лопаток:

$$\text{по } Ra: Y = 0,683 + 0,038X_1 - 0,223X_2$$

$$\text{по } R_z: Y = 3,8575 + 0,395X_1 - 1,238X_2; \quad (3)$$

2) по степени наклена лопаток:

$$Y = 21,795 - 3,61X_1 + 3,52X_2; \quad (4)$$

3) по остаточным напряжениям для лопаток:

$$Y = -112,125 - 24,875X_1 + 19,425X_2. \quad (5)$$

Полученные зависимости можно использовать для создания математической модели ВСФ ЦБК из титановых сплавов.

5. Оптимизация процесса финишного высокоскоростного фрезерования ЦБК

При управлении характером формообразования приходится решать сложную задачу оптимизации, учитывая, с одной стороны – экономические критерии, с другой – физические процессы, сопровождающие процесс обработки [1].

Под оптимальным режимом высокоскоростного фрезерования понимают режим, при

котором достигаются необходимые характеристики поверхностного слоя, при условии наибольшей производительности. Для реализации данного подхода на процесс ВСФ накладываются технические ограничения в виде линейных функций. К данному виду функций, путем логарифмирования, можно привести степенные формулы, которыми выражаются обычно режимы резания.

Основой для задания характеристик режимов ВСФ является совокупность (система) процессов образования параметров качества поверхностного слоя детали. Экспериментальным путем были получены зависимости, устанавливающие связь между режимами резания и параметрами высокоскоростной обработки (шероховатость, степень наклена, остаточные напряжения).

Используя модель, рассмотренную в работе [7], особенности ВСО, требуемые параметры качества поверхностного слоя и экспериментальные данные на процесс финишного высокоскоростного фрезерования ЦБК были наложены ограничения, представленные в табл. 6.

Исходными данными для математических моделей ВСФ деталей из титановых сплавов являлись:

- 1) Диаметр фрезы $D = 3,2$ мм;
- 2) Число зубьев фрезы $z = 4$;
- 3) Стойкость фрезы $T = 240$ мин;
- 4) Глубина фрезерования $t = 0,25$ мм;
- 5) Ширина фрезерования $B = 0,19$ мм;

Таблица 6 – Математическая модель процесса ВСФ

Ограничение	Математическая модель в общем виде	Математическая модель для данной технологич. системы
1. По скорости резания	$(1-y)x_1 + yx_2 \leq \ln \frac{1000C_v D^{q-1} z^{y-p}}{\pi T^m t^x B^u}$	$-0,74x_1 + 0,26x_2 \leq 8,74$
2. По мощности гл. привода станка	$(1-w-y)x_1 + yx_2 \leq \ln \frac{1020 \cdot 60 \cdot 1000 N_{oe} \eta z^{y-1}}{10\pi C_p t^x B^u}$	$0,38x_1 + 0,75x_2 \leq 17,49$
3. По наибольшей частоте вращения шпинделя	$x_1 \leq \ln(n_{un}^{\max})$	$x_1 \leq 9,16$
4. По наименьшей частоте вращения шпинделя	$x_1 \geq \ln(n_{un}^{\min})$	$x_1 \geq 8,99$
5. По наибольшей подаче	$x_2 \leq \ln(S_{cm}^{\max})$	$x_2 \leq 10,59$
6. По наименьшей подаче	$x_2 \geq \ln(S^{\min})$	$x_2 \geq 5,70$
7. По наибольшей подаче на зуб	$-x_1 + x_2 \leq \ln(zS_z^{\max})$	$-x_1 + x_2 \leq -1,36$
8. По наименьшей подаче на зуб	$-x_1 + x_2 \geq \ln(zS_z^{\min})$	$-x_1 + x_2 \geq -2,75$
9. По величине прод. шероховатости	$4,16 + 0,44x_1 - 0,84x_2 \leq Rz^{prod}$	$0,44x_1 - 0,84x_2 \leq -1,82$
10. По минимальным остаточным напряжениям	$-112,13 - 24,88x_1 + 19,43x_2 \leq \sigma_{ocm}^{\min}$	$-24,88x_1 + 19,43x_2 \leq 12,13$
11. По степени наклена пов. слоя	$21,79 - 3,61x_1 + 3,52x_2 \leq S_h^{\max}$	$-3,61x_1 + 3,52x_2 \leq 8,21$
12. По жесткости системы СПИД	$(-w-y)x_1 + yx_2 \leq \ln \frac{2812,5[f]D^3 d_{onp}^4 z^{y-1}}{C_p t^x B^u l_{onp}^3}$	$-0,62x_1 + 0,75x_2 \leq 8,43$

- 6) Мощность привода главного движения $N_{de} = 30 \text{ кВт}$;
- 7) КПД привода главного движения $\eta = 0,95$;
- 8) Максимальная частота вращения шпинделя $n_{up}^{\max} = 9500 \text{ об/мин}$;
- 9) Минимальная частота вращения шпинделя $n_{up}^{\min} = 8000 \text{ об/мин}$;
- 10) Наибольшая подача, допустимая приводами станка $S_{cm}^{\max} = 40000 \text{ мм/мин}$;
- 11) Наименьшая подача для труднообрабатываемого материала $S^{\min} = 300 \text{ мм/мин}$;
- 12) Показатели в формуле скорости резания $m = 0,37$; $x = 0,24$; $y = 0,26$; $u = 0,1$; $p = 0,13$; $q = 0,44$; $Cv = 145$;
- 13) Показатели в формуле силы резания $x = 0,85$; $y = 0,75$; $u = 1$; $q = 0,73$; $w = -0,13$; $Cp = 12,5$;
- 14) Допустимая величина прогиба $[f] = 0,02 \text{ мм}$;
- 15) Длина оправки $l_{opr} = 100 \text{ мм}$;
- 16) Диаметр оправки $d_{opr} = 40 \text{ мм}$;
- 17) Максимальная подача на зуб для труднообрабатываемых материалов $S_z^{\max} = 0,064 \text{ мм/об}$;
- 18) Минимальная подача на зуб для труднообрабатываемых материалов $S_z^{\min} = 0,016 \text{ мм/об}$;
- 19) Величина продольной шероховатости обработанной поверхности $Ra^{prod} = 0,4 \text{ мкм}$ ($Rz^{prod} = 2,3 \text{ мкм}$);
- 20) Минимальные остаточные напряжения на

поверхности детали $\sigma_{ocm}^{\min} = -100 \text{ МПа}$;

- 21) Максимальная степень наклена поверхности слоя $S_h^{\max} = 30\%$.

Совместное действие перечисленных ограничений, накладываемых на процесс резания, определяет область допускаемых режимов обработки. Целевой функцией для модели оптимизации режимов резания является производительность, т. е. оптимальный режим соответствует условию:

$$F = S \cdot n \rightarrow \max . \quad (6)$$

Поскольку $x_1 = \ln n$, $x_2 = \ln S$, то целевая функция имеет вид:

$$F = x_1 + x_2 \rightarrow \max . \quad (7)$$

Графическое представление указанных технологических ограничений приведено на рис. 8, где областью оптимальных параметров высокоскоростного фрезерования является фигура АБВГ. При ВСФ ЦБК из титанового сплава при глубине резания $t = 0,25 \text{ мм}$ оптимальным является решение, указанное на рисунке точкой В, которой соответствуют следующие режимы резания: $n = 9500 \text{ об/мин}$ ($V = 95,5 \text{ м/мин}$); $S = 1002,71 \text{ мм/мин}$ ($S_z = 0,026 \text{ мм/зуб}$).

Таким образом, на основании теоретических и экспериментальных исследований поверхностного слоя получена модель оптимизации режимов резания при высокоскоростном фрезеровании ЦБК, учитывающая наиболее важные факторы, влияющие на формирование параметров качества поверхностного слоя.

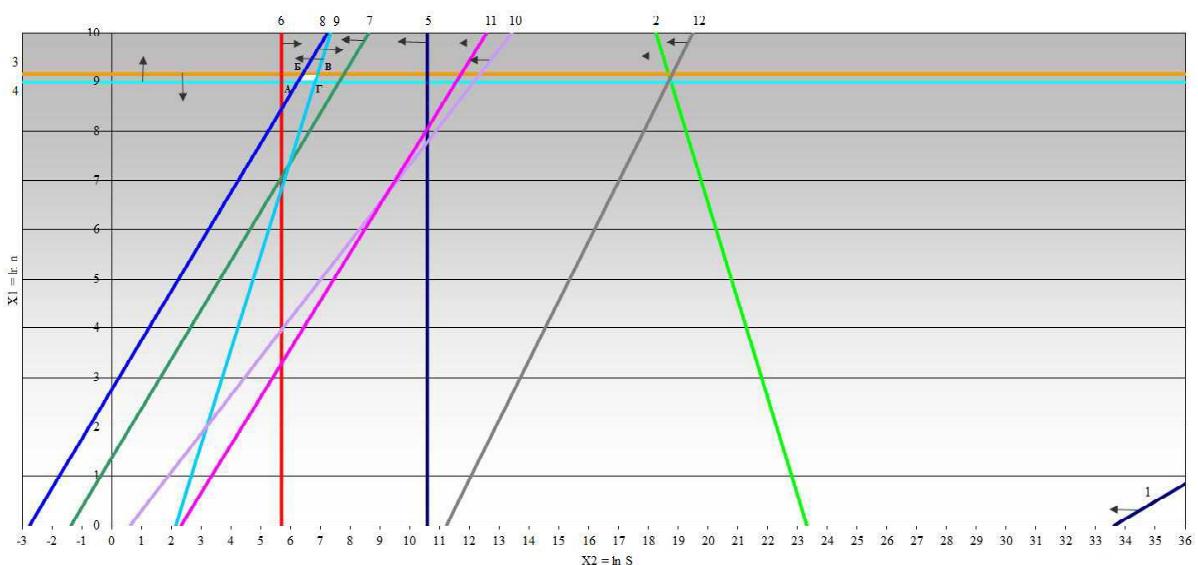


Рис. 8. Математическое представление технологических ограничений процесса ВСФ

Оценка методов чернового фрезерования ЦБК

Целью черновой обработки является удаление наибольшей части припуска и приближение формы заготовки к геометрии изделия. При этом стойкость инструмента и сокращение времени обработки являются наиболее важными.

Быстрое и эффективное удаление основного объема материала имеет важное значение для эффективного программирования станков с ЧПУ. На сегодня известно два метода черновой обработки ЦБК: строчное и плунжерное фрезерование.

Практика показала, что эффективнее удалять избыточный материал послойно. Фрезерование сложнопрофильных поверхностей ЦБК можно осуществить методом строчного высокоскоростного фрезерования, в соответствии с которым профиль образуют путем многопроходного огибания лопатки фрезой с постоянным перемещением по ее высоте. При этом в процессе фрезерования осуществляется точечный контакт инструмента и обрабатываемой поверхности лопатки [8]. Метод позволяет избежать уступов на поверхности детали и обеспечивает равномерный съем материала по высоте.

Использование плунжерного фрезерования для черновой обработки ЦБК является более производительным, поскольку основное усилие резания направлено вдоль оси инструмента, а рабочая подача может достигать максимально возможного для станка значения и, как следствие, значительно сокращать время обработки. По сравнению со строчным фрезерованием, повышенная жесткость при движении по оси Z позволяет инструменту срезать больше материала при той же подаче, что увеличивает скорость снятия металла. Небольшое радиальное усилие позволяет использовать тонкие и длинные инструменты, сохраняя при этом высокую скорость удаления материала.

Для сравнения этих методов в САМ-системах были заданы строчное и плунжерное фрезерование, с нахождением общего времени обработки ЦБК для последующего расчета экономического эффекта (табл. 7).

Строчное фрезерование является многоуровневой, многоосевой обработкой. Метод наиболее распространенный в обработке деталей типа импеллер, поскольку обеспечивает равномерный съем металла по всей поверхности заготовки.

В системе Unigraphics NX7.5 была задана строчная обработка ступицы моноколеса. Исходные данные: тип операции – mill multi blade rough (черновая обработка импеллеров), припуск на деталь 1 мм, глубина резания 1 мм.

В условиях нежесткой системы и больших вылетов инструмента *плунжерное фрезерование* является весьма эффективным. Суть метода заключается в том, что инструмент двигается в плас-

костях перпендикулярных ступице моноколеса по двум направляющим кривым с плавным отходом и переходом на следующий сегмент. Величина следующего прохода рассчитывается автоматически исходя из параметров инструмента и заданной величины шага. При обработке деталь поворачивается на определенный угол, чтобы обеспечить доступ инструмента в зону обработки. Метод наиболее эффективен при больших вылетах инструмента или для маломощного оборудования. По сравнению со строчным фрезерованием, повышенная жесткость при движении по оси Z позволяет инструменту срезать больше материала при той же подаче, что увеличивает скорость снятия металла.

В системе ГeММа-3D была задана плунжерная обработка моноколеса. Исходные данные: тип операции – 5D обработка по двум направляющим плунжер, шаг вдоль кривых: для 1 и 2 прохода – 1 мм, 3 прохода – 0,25 мм; припуск на деталь 1 мм.

На универсальном обрабатывающем центре Starrag ZS-500/130 было получено межлопаточное пространство из цельной заготовки двумя методами (рис. 9), с использованием концевых твердосплавных фрез (рис. 10).

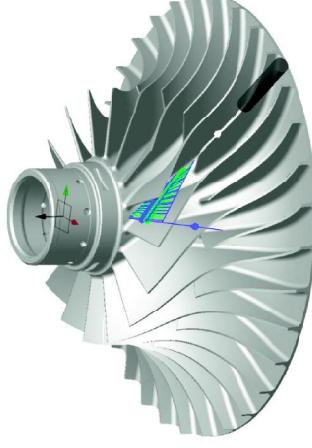
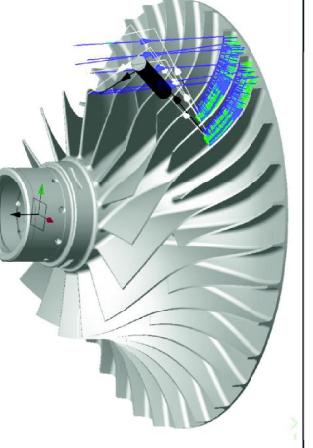
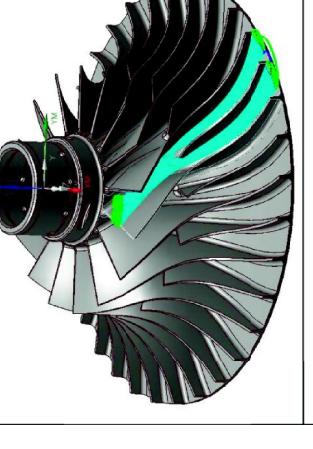
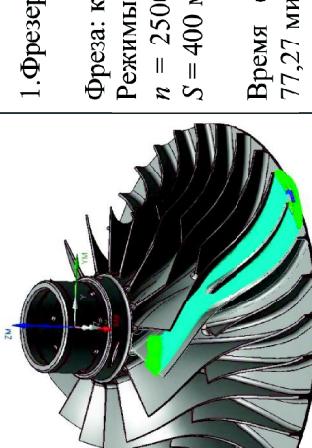
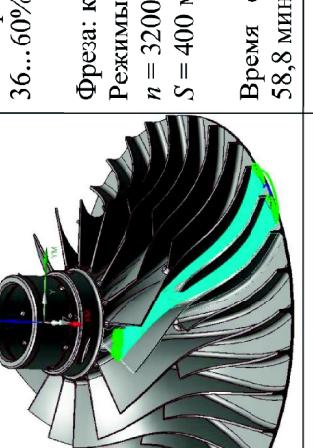


Рис. 9. Черновое фрезерование межлопаточного пространства ЦБК двумя методами



Рис. 10. Инструмент для плунжерного (а) и строчного (б) фрезерования

Таблица 7 – Задание строчной и плунжерной обработки в системах Unigraphics NX7.5 и GeMMA-3D

Строчное фрезерование		Плунжерное фрезерование	
1. Фрезерование на глубину 0,35 %		1. Выборка металла в верхней части	
Фреза: коническая $D = 5$ мм Режимы резания: $n = 2500$ об/мин ($V = 40$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,04$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 77,27 мин.		Фреза: плунжерная $D = 8$ мм Режимы резания: $n = 2000$ об/мин ($V = 75$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,1$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 3,47 мин.	
2. Фрезерование на глубине 36...60%		2. Выборка металла в нижней части	
Фреза: коническая $D = 4$ мм Режимы резания: $n = 3200$ об/мин ($V = 40$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,031$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 58,8 мин.		Фреза: плунжерная $D = 8$ мм Режимы резания: $n = 2000$ об/мин ($V = 75$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,1$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 10,42 мин.	
3. Фрезерование на глубине 61...100 %		3. Доработка межлопаточного пространства	
Фреза: коническая $D = 3,2$ мм Режимы резания: $n = 4000$ об/мин ($V = 40$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,025$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 104,25 мин.		Фреза: плунжерная $D = 4$ мм Режимы резания: $n = 4000$ об/мин ($V = 50$ м/мин), $S = 400$ мм/мин ($Sz = 0,05$ мм/об). Время обработки сектора ЦБК: 51,517 мин.	
Общее время обработки сектора ЦБК: 240,92 мин (4 ч).		Общее время обработки сектора ЦБК: 66 мин (1,1 ч).	
		Общее время обработки всего ЦБК (16 секторов): 3854,67 мин (64,25 ч).	Общее время обработки всего ЦБК (16 секторов): 1056 мин (17,6 ч).

Для определения экономической эффективности плунжерного фрезерования ЦБК было рассчитано штучное время обработки по методике [8] и составило:

для строчной обработки: $T_{шт1} = 4557,32$ мин;
для плунжерной обработки: $T_{шт2} = 1254,89$ мин.
Общие затраты рассчитывались по формуле:

$$C = 3 + H + I + A + P + E, \text{ грн}, \quad (8)$$

где 3 – заработка оператора, грн.;

H – начисления на заработанную плату, грн.;

I – амортизация оборудования на одну деталь, грн.;

A – стоимость инструмента для обработки одной детали в зависимости от необходимого количества фрез, грн.;

P – расходы на настройку станка, грн.;

E – стоимость электроэнергии для обработки одной детали, грн.

Экономический эффект составляет:

$$\mathcal{E} = (C_1 - C_2) \cdot N, \text{ грн}, \quad (9)$$

где N – годовая программа выпуска деталей.

Таким образом, использование плунжерного фрезерования ЦБК является более эффективным, чем строчного фрезерования, поскольку сокращает штучное время в 3,6 раза и тем самым повышает производительность обработки. Наблюдается увеличение стойкости инструмента в 1,5 раза за счет изменения основного усилия резания вдоль оси инструмента и, как следствие, увеличение жесткости и уменьшения вибраций при резании. Экономический эффект на 500 деталей составляет 61,9 млн. грн.

Выводы

1. Для чистового высокоскоростного фрезерования ЦБК рекомендуется использовать режим резания: $n = 9500$ об/мин ($V = 95,5$ м/мин); $S = 102,7$ мм/мин ($S_z = 0,026$ мм/зуб) при глубине резания $t = 0,25$ мм, обеспечивающий благоприятные характеристики поверхностного слоя: шероховатость $R_a 0,36$ мкм, степень наклена до $S_H = 30\%$, величину остаточных напряжений сжатия до 200 МПа. Диаметр конической фрезы 3,2 мм, число зубьев 4, угол конуса 3° .

2. Технологический процесс изготовления ЦБК из титановых сплавов предусматривает высокоскоростное фрезерование: черновая обработка – плунжерным методом, который значительно со-

крашает время обработки, а чистовая – строчным, поскольку обеспечивает равномерный съем материала и получение необходимой геометрии детали.

Список литературы

- Кирюшин И. Е. Оптимизация процесса высокоскоростной обработки закаленных сталей с учетом особенностей формообразования в условиях локального термопластического сдвига / Кирюшин И. Е., Кирюшин Д. Е., Насад Т. Г. // Известия Челябинского научного центра. – 2008. – № 2. – г. Челябинск, изд. «ЧНЦ». – 200 с.
- Повышение эффективности высокоскоростного фрезерования центробежных колес / [Грачев Ю. В., Пухальская Г. В., Критчин С. В., Панченко Т. А.] // Вестник двигателестроения. – 2011. – № 1. – С. 95–100.
- ГОСТ 9450-76 «Измерение микротвердости вдавливанием алмазным наконечником».
- Биргер И. А. Остаточные напряжения / Биргер И. А. – М. : Машгиз, 1963. – 232 с.
- Богуслаев В. А. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД / [Богуслаев В. А., Муравченко Ф. М., Жеманюк П. Д.]. – Запорожье, изд. ОАО «Мотор Сич», 2003. – 610 с.
- Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / [Богуслаев В. А., Яценко В. К., Жеманюк П. Д. и др.] – Запорожье, изд. ОАО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
- Гавриленко Я. Н. Оптимизация режимов высокоскоростного фрезерования деталей из титановых сплавов. / Гавриленко Я. Н., Мозговой С. В., Павленко Д. В. // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 1. – С. 82–88.
- Сахнюк Н. В. Определение траектории перемещения заготовки и инструмента для пятикоординатной высокоскоростной обработки поверхностей лопатки компрессора / Сахнюк Н. В., Грачев Ю. В., Качан А. Я. // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2007. – № 2. – С. 71–74.
- Моисеева Р. Н. Нормативы времени для различных категорий работающих в ГПС (операторов и наладчиков ГПМ и РТК при механообработке) / Моисеева Р. Н., Виноградова Г. А. // Научно-исследовательский институт авиационной технологии организации производства, изд. «НИАТ», 1990. – 146 с.

Поступила в редакцию 30.06.2011

Кондратюк Е.В., Пухальська Г.В., Жарик В.Г., Панченко Т.О., Критчин С.В. Підвищення ефективності процесу ВШФ відцентрових колес за рахунок оптимізації режимів різання і використання високопродуктивних методів обробки

Досліджений вплив режимів різання на параметри якості поверхневого шару при високошвидкісному фрезеруванні відцентрових коліс з титанових сплавів, запропонованій оптимальний режим для чистового фрезерування. В результаті порівняння двох методів чорнової обробки відцентрових коліс показана економічна ефективність використання плунжерного фрезерування.

Ключові слова: відцентрове колесо, високошвидкісне фрезерування, плунжерне фрезерування, якість поверхневого шару.

Kondratyuk E., Pukhal'skaya G., Zharik V., Panchenko T., Kritchin S. Increase of efficiency of process of HSM (High Speed Machining) of multi blades for account of optimization of modes of cutting and use of high-performance methods of treatment

Influence of the cutting modes is investigational on quality parameters of superficial layer at the high-speed milling of multi blades from titanic alloys, the optimal mode is offered for the finish milling. A comparison of two methods roughing multi blades shown cost-effectiveness of using the plunger milling.

Key words: multi blade, high-speed milling, plunger milling, quality of superficial layer.

УДК 539.388.2

О. Г. Попович, канд. техн. наук В. Г. Шевченко

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО СПІВВІДНОШЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ПОПЕРЕДЬОГО ТА ОСТАТОЧНОГО ПОВЕРХНЕВОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

З застосуванням аналізу розмірностей до процесу поверхневого пластичного деформування отримано раціональне співвідношення сил деформування і співвідношення подач при попередньому та остаточному зміщенні деталі робочими тілами різних розмірів. Втотміні випробування вигладжених зразків показали ефективність запропонованого способу зміщенння деталей.

Ключові слова: поверхневе пластичне деформування, сила деформування, подача, радіус кривизни, втомні випробування.

Вступ

Завдання підвищення надійності та довговічності деталей набуває все більшого значення у зв'язку зі зростанням напруженості у конструкціях сучасних машин. Ефективним методом підвищення опору деталі втомі є зміщення поверхневим пластичним деформуванням, при якому в поверхневому шарі деталі виникають сприятливі залишкові напруження стиску [1].

Для підвищення зміцнювального ефекту від поверхневого пластичного деформування збільшують у допустимих межах силу деформування, а також застосовують два (іноді – три) робочі ходи. При цьому, сила деформування не повинна перевищувати критичного значення, за якого відбувається перенаклепування поверхні деталі.

Раніше ми обґрунтували, що, використовуючи для поверхневого пластичного деформування робочі тіла з більшими або з меншими радіусами кривизни робочих поверхонь, можна наводити в поверхневому шарі деталі залишкові напруження стиску з екстремумом на більшій або на менший глибині. Застосувавши скінченноелементне моделювання, ми дослідили характер розподілу залишкових напруженень по глибині у поверхневому шарі деталі з пружно-пластичного матеріалу після обкочування поверхні деталі лише одним та послідовно двома циліндричними роликами з різними радіусами.

Результати зазначеної роботи показали можливість вдосконалення розподілу залишкових напружень у поверхневому шарі деталі шляхом проведення попереднього та остаточного зміщення більшим і меншим робочими тілами, до яких прикладали відповідно більше й менше зусилля деформування. Крім того, встановлено раціональну послідовність зміщення.

Оскільки залишкові напруження стиску в поверхневому шарі сповільнюють зародження та розвиток втомних тріщин, то проведення попереднього та остаточного зміщення у запропонований нами спосіб сприятиме додатковому підвищенню втомної довговічності деталі у порівнянні з однократним зміщеннем.

Постановка завдання

З науково-технічної літератури відомі конструкції інструментів, які дозволяють проводити попереднє та остаточне зміщення деталі робочими тілами з різними радіусами кривизни робочих поверхонь. Але в цих інструментах більші та менші робочі тіла притискаються до деталі з однаковими силами і рухаються з однаковими подачами. Наприклад, у двохрядному кульовому розкатнику з підпружиненими опорними конусами [1], які мають однакові кути між твірною конуса та його віссю, сила притискання від пружини однаково передається на кулі першого та другого рядів. В інструменті для вигладжування, що являє собою підпружинену вилку, яка несе алмази з різними радіусами [1], внаслідок рівності плеч вилки, сили притискання алмазів до поверхні деталі будуть однаковими.

Недоліком способів зміщення такими інструментами є те, що більші робочі тіла створюють на площині контакту невеликий тиск, а тому наводять у деталі недостатньо високі залишкові напруження стиску. Крім того, в багатьох випадках доцільно для робочих тіл з більшими радіусами кривизни призначити більшу подачу.

Мета цієї роботи – визначити раціональне співвідношення сил деформування і співвідношення подач при попередньому та остаточному зміщенні деталі робочими тілами з різними радіусами, а також експериментально перевірити отримані результати.

Зміст і результати дослідження

В роботі [2] застосовано теорію подібності й аналіз розмірностей до визначення коефіцієнта зміщення при поверхневому пластичному деформуванні деталі одним робочим тілом (кристалом алмазу).

У нашій роботі застосуємо аналіз розмірностей для співставлення залежностей залишкових напружень від глибини h , яка відраховується від поверхні деталі, після зміщення її більшим та меншим робочими тілами. При цьому до системи факторів, які визначають фізичну сутність процесу зміщення, включимо величини, якими характеризуються пружно-пластичні властивості матеріалу деталі та пружні властивості матеріалу робочого тіла. Будемо вважати, що пружно-пластичні властивості матеріалу деталі описуються діаграмою деформування з лінійним зміщенням [3].

Розглянемо випадок, коли головні радіуси кривизни робочої поверхні змінювальних тіл малі у порівнянні з головними радіусами кривизни оброблюваної поверхні деталі (наприклад, алмазне вигладжування вала). Крім того, будемо вважати, що для попереднього та для остаточно-го зміщення використовуються геометрично подібні робочі тіла. Тоді геометричним параметром, який суттєво впливає на процес зміщення, є один з головних радіусів кривизни R робочого тіла. Другий головний радіус кривизни пропорційний до першого, зокрема дорівнює першому, якщо робоча поверхня змінювального тіла є сферичною.

Тоді величину будь-якого компонента тензора залишкових напружень на глибині h від поверхні деталі можна подати у вигляді функціональної залежності:

$$\sigma_h = \phi(h, R, Q, s, E, \sigma_T, E_T, v, E_1, v_1, \mu), \quad (1)$$

де Q – сила притискання робочого тіла до деталі;

s – подача інструмента на один оберт або на подвійний хід;

E і E_T – відповідно модуль Юнга та модуль зміщення матеріалу деталі;

σ_T – границя текучості матеріалу деталі;

v і v_1 – коефіцієнти Пуассона матеріалів деталі та робочого тіла відповідно;

E_1 – модуль Юнга матеріалу робочого тіла змінювального інструменту;

μ – коефіцієнт тертя між робочим тілом і деталлю (якщо розглядається зміщення деталі обкочуванням, то вплив μ на залишкові напруження несуттєвий і його можна не брати до уваги).

Оскільки при зміні швидкості головного руху зміцнювальної обробки залишкові деформації та напруження змінюються несуттєво [1], то вплив цієї швидкості на залишкові напруження не будемо брати до уваги.

Серед величин, що входять у функціональну залежність (1), за величини з незалежною розмірністю виберемо R і Q . Розмірності інших величин виразимо через розмірності $[R]$ і $[Q]$:

$$[h]=[R], [s]=[R], [E]=[Q]\cdot[R]^2,$$

$$[\sigma_T]=[Q]\cdot[R]^2, [E_T]=[Q]\cdot[R]^2,$$

$$[v]=1, [E_1]=[Q]\cdot[R]^2, [v_1]=1,$$

$$[\mu]=1.$$

Таким чином, з $n=12$ величин, суттєвих для розглядуваного процесу зміщення відповідно до (1), дві величини ($k=2$) мають незалежну розмірність. Тоді, згідно π -теореми [4], функціональна залежність (1) після приведення до безрозмірного вигляду буде містити $n-k=10$ безрозмірних величин:

$$\frac{\sigma_h \cdot R^2}{Q} = \Phi_0 \left(\frac{h}{R}, \frac{s}{R}, \frac{E \cdot R^2}{Q}, \frac{\sigma_T \cdot R^2}{Q}, \frac{E_T \cdot R^2}{Q}, v, \frac{E_1 \cdot R^2}{Q}, v_1, \mu \right). \quad (2)$$

Далі, розглядаючи зміщення однакових деталей робочими тілами з різними радіусами, але з однакового матеріалу, маємо вважати:

$$E = \text{const}, \sigma_T = \text{const}, E_T = \text{const}, v = \text{const},$$

$$E_1 = \text{const}, v_1 = \text{const}, \mu = \text{const}.$$

Тоді функціональну залежність (2) можна переписати так:

$$\sigma_h = \frac{Q}{R^2} \cdot \Phi_1 \left(\frac{h}{R}, \frac{Q}{R^2}, \frac{s}{R} \right). \quad (3)$$

З формули (3) випливає, що для того, щоб функціональні залежності залишкових напружень від глибини, віднесеної до радіуса робочого тіла $\frac{h}{R}$, були однаковими після зміщення деталей більшим робочим тілом з радіусом R та меншим робочим тілом з радіусом r , необхідно задовольнити двом співвідношенням:

$$\frac{Q_r}{r^2} = \frac{Q_R}{R^2} \quad \text{i} \quad \frac{s_r}{r} = \frac{s_R}{R}.$$

Звідси знаходимо орієнтовне співвідношення

сил притискання робочих тіл до деталі Q_R і Q_r та співвідношення подач S_R і s_r , відповідно при попередньому та при остаточному зміцненні:

$$\frac{Q_r}{Q_R} = \frac{r^2}{R^2} \quad \text{i} \quad \frac{s_r}{S_R} = \frac{r}{R}.$$

Ми провели експериментальне порівняння зміцнювальних ефектів від вищеписаного існуючого способу та від запропонованого нами способу зміцнення деталі поверхневим пластичним деформуванням.

Зразки для експериментів виготовили з гаечекатаного прутка зі сталі 30ХГСА. Форма зразків – 1 відповідно до ГОСТ 25.502-79. Зразки обточували, потім шліфували до необхідних розмірів. Мікроструктура матеріалу зразків на поверхні та в серцевині – сорбіт, твердість HRC20...21.

Номінальний діаметр зразків у найменшому перетині 7,5 мм; фактичні значення діаметрів зразків вимірювали на малому інструментальному мікроскопі. Перед проведением втомних випробувань для кожного зразка за фактичним значенням його діаметра розраховували величину навантаження, яке встановлювали на машині для втомних випробувань. Завдяки цьому рівень напруження при випробуванні всіх зразків залишався постійним.

Нами проведено випробування трьох груп зразків: зразки після шліфування (не зміцнені), зразки, зміцнені алмазним вигладжуванням, відповідно існуючого способу, та відповідно запропонованого способу. Для зміцнення було використано вигладжувачі, в яких кристали алмазу мали сферичні робочі поверхні з радіусами $R_{c\phi} = 2,5$ мм і $r_{c\phi} = 1,0$ мм. Режими алмазного вигладжування наведено у таблиці 1, змащувально-охолоджуюча рідина для вигладжування – мастило індустріальне 20. При остаточному вигладжуванні силу деформування було збільшено у порівнянні зі

значенням $\left(Q_R \cdot \frac{r^2}{R^2} \right)$, оскільки матеріал зраз-

ка зміцнюється при попередньому вигладжуванні.

Відомо, що зносостійкість зразків, при зміцненні яких напрямок зсувного деформування при вигладжуванні був протилежний до напрямку деформування при різанні, виявилася суттєво вищою за зносостійкість зразків, при зміцненні яких обидва напрямки деформування збігалися [5]. Тому, в наших експериментах зміцнення було проведено таким чином, що напрямок дотичної до поверхні зразка сили, яка діяла на нього під час вигладжування, був протилежний до напрямку дотичної сили, яка діяла на зразок з боку шліфувального круга під час шліфування.

Втомні випробування проведено відповідно до ГОСТ 25.502-79 в умовах циклічного згинання зразка, який обертається, на машині МУИ-6000 (частота навантаження 100 циклів за 1 секунду). Безпосередньо перед випробуванням поверхню зразка, який встановлено на машині МУИ-6000, очищували спиртом від залишків мастила та витирали насухо. Цикл напружень у зразку при випробуванні на цій машині є симетричним. Максимальне нормальне напруження від згинання в поперечному перетині зразка, яке має місце на його поверхні, становило 495 МПа.

Статистична обробка результатів експериментів показала наступне. Середнє значення логарифма довговічності у групи зразків, зміцнених

за існуючим способом $\overline{\lg N^{3M}} = 5,42$, було більше, а середньоквадратичне відхилення логарифма довговічності $S_{\lg N}^{3M} = 0,13$ було менше, ніж

відповідні значення $\overline{\lg N^{\text{шліф}}} = 4,92$ і $S_{\lg N}^{\text{шліф}} = 0,15$ у групи зразків після шліфування. Середнє значення логарифма довговічності у групи зразків, зміцнених відповідно запропонованого нами способу $\overline{\lg N^{\text{рац}}} = 5,83$, було більше, а середньоквадратичне відхилення логарифма довговічності $S_{\lg N}^{\text{рац}} = 0,10$ було менше, ніж указані значення у групи зразків, зміцнених за існуючим способом.

Таблиця 1 – Параметри і режими зміцнення вигладжуванням

Способи зміцнення	Стадії зміцнення	Радіус алмазу	Сила деформування	Подача	Частота обертів шпинделя
Існуючий спосіб	попереднє зміцнення	$R_{c\phi} = 2,5$ мм	50Н	$0,08 \frac{\text{мм}}{\text{об}}$	$800 \frac{\text{об}}{\text{хв}}$
	остаточне зміцнення	$r_{c\phi} = 1,0$ мм	50Н	$0,08 \frac{\text{мм}}{\text{об}}$	$800 \frac{\text{об}}{\text{хв}}$
Запропонований спосіб	попереднє зміцнення	$R_{c\phi} = 2,5$ мм	200Н	$0,08 \frac{\text{мм}}{\text{об}}$	$800 \frac{\text{об}}{\text{хв}}$
	остаточне зміцнення	$r_{c\phi} = 1,0$ мм	50Н	$0,04 \frac{\text{мм}}{\text{об}}$	$800 \frac{\text{об}}{\text{хв}}$

Висновки

Таким чином, результати проведених теоретичних досліджень узгоджуються з даними, що отримані експериментально. На прикладі втомних випробувань зразків, зміцнених алмазним вигладжуванням, показано ефективність зміцнення поверхневим пластичним деформуванням відповідно запропонованого способу.

Список літератури

1. Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: справочник / Л. Г. Одинцов. – М. : Машиностроение, 1987. – 328 с.
2. Богуслаев В. А. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД / В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, В. Ф. Притченко ; под ред. Б. А. Грязнова. – К. : Манускрипт, 1993. – 334 с.
3. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 400 с.
4. Гухман А. А. Введение в теорию подобия / А. А. Гухман. – М. : Высшая школа, 1963. – 400 с.
5. Папшев Д. Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием / Д. Д. Папшев. – М. : Машиностроение, 1978. – 152 с.

Поступила в редакцию 24.05.2011

Попович А.Г., Шевченко В.Г. Определение рационального соотношения параметров предварительного и окончательного поверхностного пластического деформирования

С применением анализа размерностей к процессу поверхностного пластического деформирования получено рациональное соотношение сил деформирования и соотношение подач при предварительном и окончательном упрочнении детали рабочими телами разных размеров. Усталостные испытания выглаженных образцов показали эффективность предложенного нами способа упрочнения деталей.

Ключевые слова: *поверхностное пластическое деформирование, сила деформирования, подача, радиус кривизны, усталостные испытания.*

Popovich A., Shevchenko V. Definition of the useful ratio between parameters of the preliminary and final surface strain hardening

The useful ratio between deforming forces and the feed ratio at preliminary and final part strengthening by means of working elements of different size are obtained with application of dimensional theory to a surface strain hardening process. Fatigue tests of the burnished specimens proved efficiency of the method which we had proposed for part strengthening.

Key words: *surface strain hardening, deforming force, feed, curvature radius, fatigue tests.*

УДК 621.9.02

Д-р техн. наук Г. П. Клименко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕХАНООБРАБОТКИ СБОРНЫМИ ФРЕЗАМИ

Разработана математическая модель надежности сборной концевой фрезы как системы. Определена стратегия замены режущих элементов фрезы для достижения целесообразного уровня ее надежности, который определен по критерию приведенных затрат.

Ключевые слова: сборная концевая фреза, математическая модель, надежность, система, эффективность.

Повышение степени автоматизации металлоизделий режущего оборудования приводит к возрастанию требований к надежности режущих инструментов, по вине которых увеличиваются простои дорогостоящих станков. С другой стороны, повышение надежности инструментов связано с дополнительными затратами, рост которых существенно зависит от их уровня надежности, что не всегда обеспечивает экономическую эффективность механообработки. Прогнозированию надежности путем создания математических моделей для сборных инструментов посвящено ряд работ [1–3]. Однако этот подход к моделированию и организации регламентированной замены инструмента был применен к однолезвийному инструменту, отказ которого приводил к обязательной замене режущего инструмента.

Для сборных твердосплавных фрез, когда при фрезеровании в работе одновременно участвует несколько зубьев, отказ одного из них далеко не всегда приводит к замене фрезы. Задача исследования надежности сборных фрез и организация эффективного восстановления их работоспособности является актуальной в настоящее время.

Цель настоящей работы – повышение эффективности фрезерования сборными твердосплавными инструментами за счет обеспечения рационального уровня их надежности регламентированным восстановлением.

Методика исследований основана на вероятностном подходе к оценке работоспособности инструментов. Математическая модель надежности фрезы разработана с помощью теории вероятности, и Марковского подхода. Экспериментальные исследования проводились на основе методики длительных эксплуатационных наблюдений с обработкой результатов методами математической статистики.

Исследование надежности проводилось на примере фрезерования концевыми твердосплавными фрезами, имеющими разное число зубьев.

Анализ работы сборных концевых фрез в производственных условиях показал, что при

отказе одного зуба фрезы инструмент не снимается со станка. Статистический анализ работы 22 фрез с $z = 4$ в производственных условиях ЗАО НКМЗ при обработке стали 9ХС с глубиной резания $t = 46$ мм, подачей $S_z = 0,120,15$ мм/зуб и скоростью резания $V = 62,8$ м/мин показал, что чаще всего (92% случаев обработки) фреза снимается со станка при выходе из строя всех 4-х зубьев. Такая эксплуатация фрез приводит к повышенному расходу инструментальных материалов. Характерным отказом пластин фрезы является их поломка, а не достижение критерия затупления пластины. Статистический анализ показал, что закон распределения стойкости фрез – экспоненциальный.

При рассмотрении сборной фрезы как системы режущих элементов, в которой отказ одного из них не приводит к полному отказу фрезы, с точки зрения надежности фреза представляет собой параллельную систему [4] с пассивным резервом. В этом случае, при отказе первой режущей пластины ее нагрузку при резании воспринимает следующая за ней режущая пластина. При этом надежность фрезы в целом снижается, то есть уменьшается вероятность безотказной работы. Для концевой фрезы, имеющей два зуба:

$$[P_1(t) + Q_1(t)][P_2(t) + Q_2(t)] = 1, \quad (1)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого и второго зуба фрезы;

$Q_1(t)$, $Q_2(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$P_1(t)P_2(t) + P_2(t)Q_1(t) + Q_2(t)P_1(t) + Q_1(t)Q_2(t) = 1, \quad (2)$$

где $P_1(t)P_2(t)$ – вероятность безотказной работы обоих зубьев в течение времени t ;

$P_2(t)Q_1(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго зуба;

$Q_1(t)Q_2(t)$ – вероятность отказа двух зубьев за время t .

Сумма первых трех членов в (2) представляет собой вероятность безотказной работы фрезы из двух зубьев в случае, если работа хотя бы одного из них является признаком работоспособности фрезы. Подставив $Q(t)=1-P(t)$, получим

$$P_{\phi p} = P_1(t) + P_2(t) - P_1(t)P_2(t). \quad (3)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{\phi p} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t},$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Тогда средний период стойкости фрезы определяется:

$$\bar{T}_{\phi p} = \int_0^{\infty} P_{\phi p} dt = \frac{1}{\lambda_1} + \frac{1}{\lambda_2} - \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2}.$$

В случае если $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$, то

$$P_{\phi p} = 2e^{-\lambda_1 t} - e^{-2\lambda_2 t}; \quad \bar{T} = \frac{3}{2\lambda}.$$

Концевые твердосплавные фрезы имеют $z = 2, 3, 4$. Формулы для расчета вероятности безотказной работы каждой фрезы получены аналогично перемножением вероятности двучленов.

Для концевой фрезы, имеющей три зуба:

$$[P_1(t) + Q_1(t)][P_2(t) + Q_2(t)][P_3(t) + Q_3(t)] = 1, \quad (4)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$ и $P_3(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого, второго и третьего зуба фрезы;

$Q_1(t)$, $Q_2(t)$, $Q_3(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$\begin{aligned} & P_1(t)P_2(t)P_3(t) + P_2(t)P_3(t)Q_1(t) + Q_2(t)P_3(t)P_1(t) + \\ & + Q_1(t)P_3(t)Q_2(t) + P_1(t)P_2(t)Q_3(t) + P_2(t)Q_1(t)Q_3(t) + \\ & + Q_2(t)Q_3(t)P_1(t) + Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t) = 1, \end{aligned} \quad (5)$$

где $P_1(t)P_2(t)P_3(t)$ – вероятность безотказной работы всех зубьев в течение времени t ; $P_2(t)P_3(t)Q_1(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго зуба; $Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)$ – вероятность отказа трех зубьев за время t .

Подставив $Q(t)=1-P(t)$ после отказа первого зуба, получим:

$$P_{\phi p} = P^3 + 3P - 3P^2. \quad (6)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{\phi p} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t},$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Для концевой фрезы, имеющей четыре зуба:

$$\begin{aligned} & [P_1(t) + Q_1(t)][P_2(t) + Q_2(t)] \times \\ & \times [P_3(t) + Q_3(t)][P_4(t) + Q_4(t)] = 1, \end{aligned} \quad (7)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$, $P_3(t)$ и $P_4(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого, второго и третьего зуба фрезы;

$Q_1(t)$, $Q_2(t)$, $Q_3(t)$ и $Q_4(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$\begin{aligned} & P_1(t)P_2(t)P_3(t)P_4(t) + P_2(t)P_3(t)Q_1(t)P_4(t) + \\ & + Q_2(t)P_3(t)P_1(t)P_4(t) + Q_1(t)P_3(t)Q_2(t)P_4(t) + \\ & + P_1(t)P_2(t)Q_3(t)Q_4(t) + P_2(t)Q_1(t)Q_3(t)Q_4(t) + \\ & + Q_2(t)Q_3(t)P_1(t)Q_4(t) + Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)Q_4(t) = 1, \end{aligned} \quad (8)$$

где

$P_1(t)P_2(t)P_3(t)P_4(t)$ – вероятность безотказной работы всех зубьев в течение времени t ;

$P_2(t)P_3(t)Q_1(t)P_4(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго, третьего и четвертого зуба;

$Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)Q_4(t)$ – вероятность отказа всех зубьев за время t .

Подставив $Q(t)=1-P(t)$ после отказа первого зуба, получим:

$$P_{\phi p} = 4P + 4P^3 - 6P^2 - P^4. \quad (9)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{\phi p} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t},$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Для определения стратегии замены отказавших режущих элементов фрез введем понятие кратности резервирования k :

$$k = \frac{Z - Zm}{Zm},$$

где Z – число зубьев фрезы;

Zm – число отказавших зубьев.

Зависимости $P_{\phi p}(t)$ при резервировании с различной кратностью приведены в таблице 1.

Целесообразный уровень надежности фрезы определяется минимумом суммарных затрат

на эксплуатацию инструмента и затрат, связанных с улучшением качества инструмента (рис. 1).

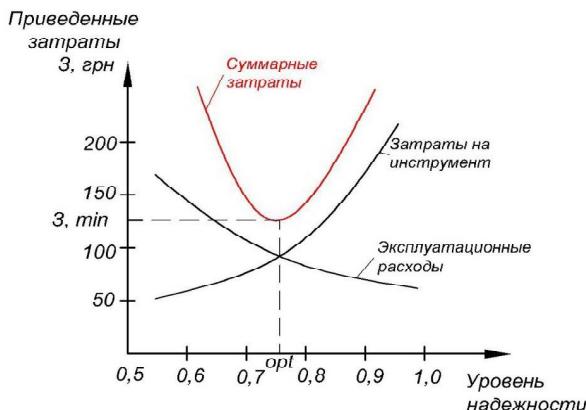


Рис. 1. График зависимости приведенных затрат от уровня надежности

В зависимости от необходимого уровня надежности фрезы выбирается стратегия замены ее режущих элементов. Повышение надежности путем замены одного отказавшего зуба приводит к недоиспользованию ресурса фрезы, повышению суммарных затрат. Наиболее целесообразно, с точки зрения рационального уровня надежности, для фрезы с $Z = 4$ снимать ее со станка при выходе из строя 2-х зубьев. Также, это подтверждено при проведении расчетов в приложении Simulation программы SolidWorks. При выполнении расчетов выбранные условия обработки принимались как при фрезеровании паза, когда в процессе фрезерования одновременно участвуют 3 зуба ($t = 4,25$ мм, $S_z = 0,15$ мм/зуб, $P_z = 870$ Н). При расчете рассматривались варианты, когда отказывал один зуб, а последующий воспринимал двойную нагрузку. Затем рассматривался случай отказа второго зуба и восприятия следующим тройной нагрузки, как при одновременной работе двух

Таблица 1 – Выбор стратегии замены пластин фрезы

Число зубьев фрезы	Кратность резервирования	Схема замены пластин	Вероятность безотказной работы фрезы			
			Стратегия замены фрезы	λ_t		
				0,5	0,75	1
$Z = 2$	1/1	Работает зуб 	После отказа 1-го зуба фрезы	0,7301	0,8431	0,6005
		Отказал $P_{dp} = 2P - P^2$				
$Z = 3$	1/2	 $P_{dp} = 3P^2 - 2P^3$	После отказа 2-х зубьев	0,5243	0,6575	0,306
		 $P_{dp} = P^3 + 3P - 3P^2$	После отказа 1-го зуба	0,6721	0,8288	0,4683
$Z = 4$	1/3	 $P_{dp} = 4P^3 - 3P^4$	После отказа 3-х зубьев	0,3741	0,4862	0,1443
		 $P_{dp} = 6P^2 + 3P^4 - 8P^3$	После отказа 2-х зубьев	0,6734	0,8288	0,4683
	3/1	 $P_{dp} = 4P + 4P^3 - 6P^2 - P^4$	После отказа 1-го зуба	0,9203	0,9757	0,8407

оставшихся зубьев, так непосредственно только при работе третьего зуба, а четвертый не принимал участие в процессе обработки.

Результаты прочностных исследований фрезы в приложении Simulation программы SolidWorks отображены на рисунках 2–4.

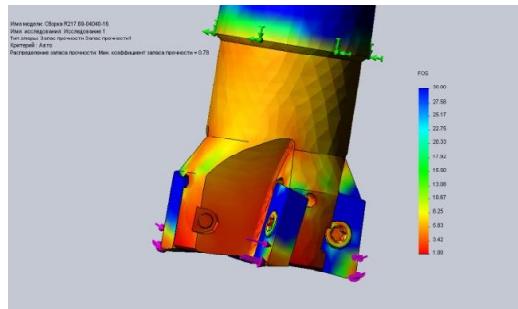
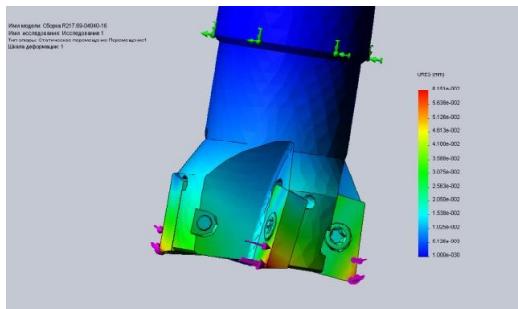
*a**b*

Рис. 2. Напряженное состояние полностью работоспособной фрезы: *a* – эпюра запаса прочности; *б* – эпюра статического перемещения

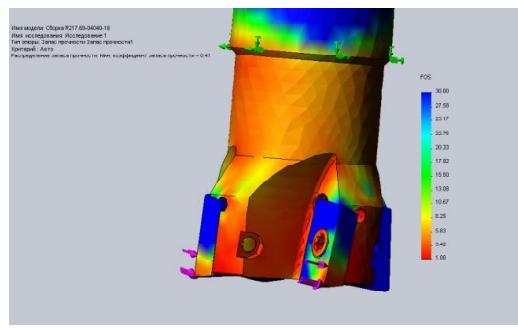
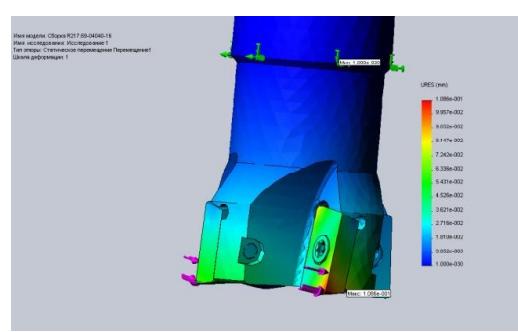
*a**б*

Рис. 3. Напряженное состояние фрезы при отказе одного зуба из четырех: *a* – эпюра запаса прочности; *б* – эпюра статического перемещения

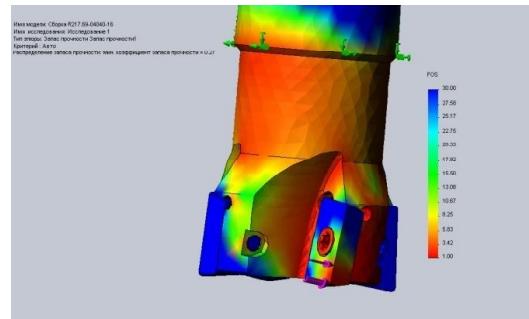
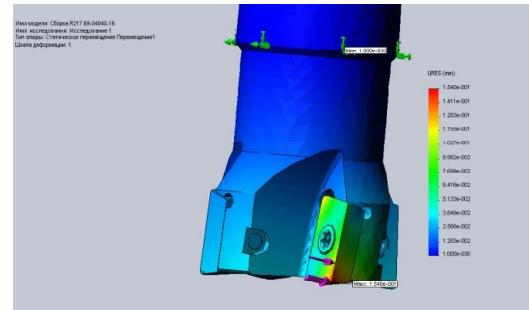
*a**б*

Рис. 4. Напряженное состояние при отказе двух зубьев из четырех: *a* – эпюра запаса прочности; *б* – эпюра статического перемещения

Выводы

С точки зрения надежности сборную концептуальную фрезу можно представить как систему с параллельным соединением элементов и пассивным резервом. В данной работе разработана математическая модель надежности сборной фрезы, позволяющая прогнозировать ее средний период стойкости и вероятность безотказной работы. Целесообразный уровень надежности сборной фрезы, определенный по критерию суммарных затрат, обеспечивается стратегией регламентированной замены режущих пластин.

Список литературы

- Клименко Г. П. Применение марковских и полумарковских цепей при оценке надежности технологической системы / Г. П. Клименко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. – Донецк : ДонНТУ, 2004. – Вып. 28. – С. 71–76.
- Клименко Г. П. Обеспечение надежности технологической системы оптимальными стратегиями замены инструмента / Г. П. Клименко // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей в 2-х т. Т. 2. – Краматорск : ДГМА, 1997. – С. 65–72.

3. Клименко Г. П. Определение надежности обслуживания режущего инструмента / Г. П. Клименко, Я. В. Васильченко // Високі технології в машинобудуванні : Зб. наукових праць. – Харків : ХГПУ, 2000.– С. 134–137.
4. Байхельт Ф. Надежность и техническое обслуживание / Ф. Байхельт, П. Франкен ; [пер. с нем.]. – М. : Радио и связь, 1998. – 392 с.

Поступила в редакцию 29.06.2011

Клименко Г.П. Підвищення ефективності механообробки збірними фрезами

Розроблено математичну модель надійності збірної кінцевої фрези як системи. Визначена стратегія заміни різальних елементів фрези для досягнення рівня її надійності, який визначено за критерієм приведених витрат.

Ключові слова: збірна кінцева фреза, математична модель, надійність, система, ефективність.

Klymenko G.P.The increase efficiency of milling by modular trailer mills

The mathematical model of reliability of a modular trailer mill is developed as systems. Strategy of replacement of cutting elements of a mill for achievement of expedient level of its reliability which is defined by criterion of the resulted expenses is defined.

Key words: modular trailer mill, mathematical model, reliability, system, efficiency.

УДК 620.178.3: 669.187.56

**Канд. техн. наук Е. Н. Парахневич, канд. техн. наук Г. А. Бялик,
д-р техн. наук В. В. Лунев, канд. техн. наук С. И. Адамчук**

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ ИСПЫТАНИЙ МЕТАЛЛОВ НА МАЛОЦИКЛОВУЮ УСТАЛОСТЬ

Разработано и установлено на машину ИП-2М специальное видеоконтрольное устройство, предназначенное для наблюдения за процессами зарождения и распространения трещин непосредственно в ходе испытаний на малоцикловую усталость. Построили зависимости малоцикловой усталости от количества наплавок. Показано, что с увеличением количества восстановлений происходит повышение выносливости металла основы по малоцикловой усталости.

Ключевые слова: малоцикловая усталость, механические свойства, образец, термическая обработка, зона сплавления.

Большинство деталей современных машин и механизмов функционирует в условиях циклических нагрузок. Поэтому, кроме обычных показателей статической прочности и пластичности металлических материалов (временное сопротивление разрыву σ_B , предел текучести σ_T , относительное удлинение δ , относительное сужение ψ), необходимо учитывать выносливость – способность сопротивляться усталостному разрушению. Качественным показателем выносливости является предел выносливости σ_{-1} [1].

Предел выносливости определяют в процессе испытаний образцов на специальных машинах. Напряжения в образце обычно не превышают предел текучести. Однако, ряд деталей машин работает в жестких условиях циклического нагружения, при которых напряжения в металле могут превышать предел текучести. Это нештатные ситуации, периодически возникающие в процессе эксплуатации транспортных средств: самолетов, автомобилей, железнодорожного транспорта.

Основным качественным показателем металла в этом случае является малоцикловая выносливость, критерием – количество циклов напряжений, которое выдерживает образец до появления макротрешины в процессе испытаний.

Наибольшее распространение, в настоящее время, получил метод испытаний на малоцикловую усталость (МЦУ) с жесткой нагрузкой в условиях чистого изгиба (ГОСТ 25.505–85).

Для проведения таких испытаний часто используется испытательная машина ИП-2М конструкции Физико-механического института НАН Украины. При этом применяют стандартный плоский образец.

Если на поверхности рабочей зоны образца приготовить металлографический шлиф, можно

наблюдать процессы зарождения и распространения трещины. Для этого, образец периодически через определенное количество циклов необходимо снимать с машины и изучать под металлографическим микроскопом.

Однако такая методика имеет следующие недостатки:

1. Периодичность изучения образца на микроскопе не позволяет с достаточной точностью выявить момент зарождения трещины.
2. Многократная переустановка образца может нарушить условия проведения испытаний.
3. Существенно возрастает время проведения испытаний.

Указанные недостатки могут быть устранены при установке видеоконтрольного устройства для наблюдения за процессом зарождения и распространения трещин непосредственно на испытательную машину ИП-2М.

В Запорожском национальном техническом университете было разработано и установлено на машину ИП-2М специальное видеоконтрольное устройство, предназначенное для наблюдения за процессами зарождения и распространения трещин непосредственно в ходе испытаний на малоцикловую усталость.

Видеоконтрольное устройство (рис. 1) состоит из объектива 1, опак-иллюминатора 2, светодиодного осветителя 3, WEB-камеры 4, соединенной с компьютером 5. Устройство жестко закреплено на станине машины 6 с помощью опорной стойки 7 и горизонтального кронштейна 8. Реечно-кремальерное устройство 9 предназначено для фокусировки видеоконтрольного устройства относительно образца 10.

В устройстве видеоконтроля использована WEB-камера Genius (разрешающая способность при фотографировании 1280×960 пикселей, при

видеосъемке – 640×480 пикселей). Объектив видеокамеры необходимо удалить. Резьба объективного гнезда видеокамеры используется для соединения при помощи переходного кольца с опак-иллюминатором, создающим эффект лобового освещения образца. В данном устройстве использовали опак-иллюминатор от металлографического микроскопа МВТ. Объектив И90У с фокусным расстоянием 75 мм присоединяется с помощью переходного кольца к объективному гнезду опак-иллюминатора. Видеоконтрольное устройство с указанным объективом позволяет наблюдать центральную часть образца размером 6×10 мм.

Разрешающая способность объектива И90У при апертуре 0,15 составляет 5 мкм и соответствует разрешающей способности WEB-камеры в режиме фотографирования.

При необходимости применения для видеоконтроля больших увеличений используются микрообъективы, которые вворачиваются непосредственно в объективное гнездо опак-иллюминатора. Однако поле зрения при этом существенно уменьшается.

Управление видеоконтрольным устройством осуществляется при помощи компьютера, с использованием программного обеспечения WEB-камеры. Возможны непрерывная видеосъемка образца с частотой 30 и 15 кадров/с или покадровое фотографирование.

Разработанное видеоконтрольное устройство использовали при определении предела выносливости образцов, вырезанных из карданного вала электровоза ЧС-8, восстановленного электрошлаковым методом [2]. Фотографии с распространением трещины в плоском образце приведены на рис. 2.

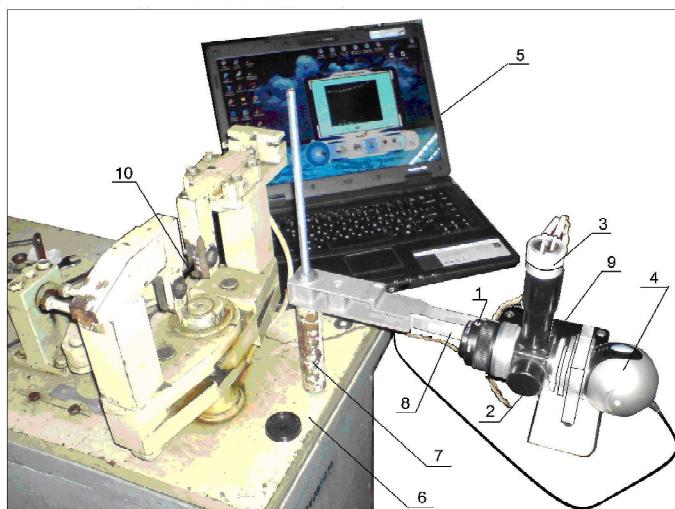


Рис. 1. Видеоконтрольное устройство, установленное на машине для испытаний на малоцикловую усталость ИП-2М:
1 – объектив; 2 – опак-иллюминатор; 3 – светодиодный осветитель; 4 – WEB-камера; 5 – компьютер;
6 – станина установки ИП-2М; 7 – опорная стойка; 8 – горизонтальный кронштейн; 9 – реечно-кремальерное устройство; 10 – образец

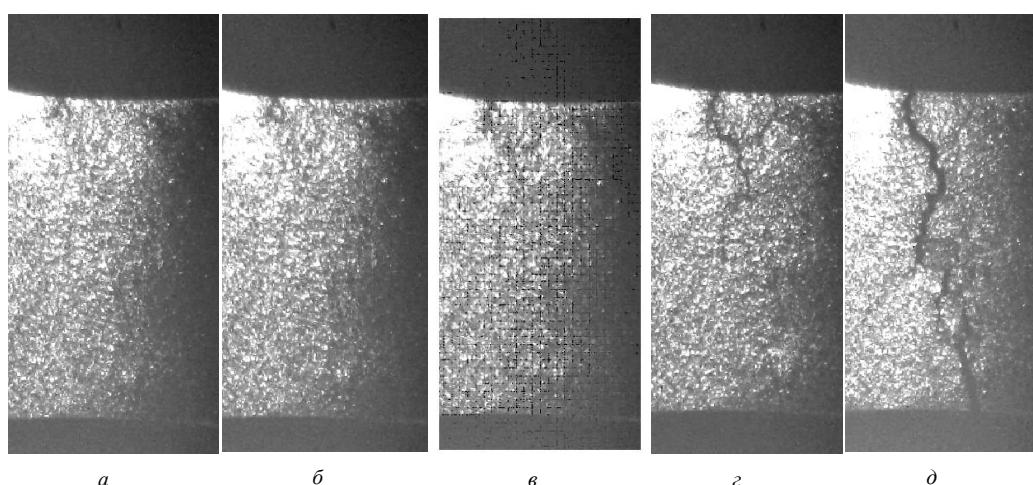


Рис. 2. Распространение трещины в образце, вырезанном из карданного вала электровоза ЧС-8, в процессе испытаний на малоцикловую усталость: а, б, в – стабильный рост трещины; г, д – катастрофическое разрушение

Использование видеоконтрольного устройства позволило существенно повысить достоверность и надежность результатов испытаний на малоцикловую усталость.

Образцы для испытаний изготавливали таким образом, чтобы в зоне разрушения находились металл основы, зона сплавления и наплавленный металл. Также образцы изготавливали из металла одно-, трех- и пятиразовых наплавок.

Образцы испытывали до полного разрушения и строили зависимости малоцикловой усталости (количество циклов до полного разрушения в зависимости от напряжений). График малоцикловой усталости металла основы представлен на рис. 3.

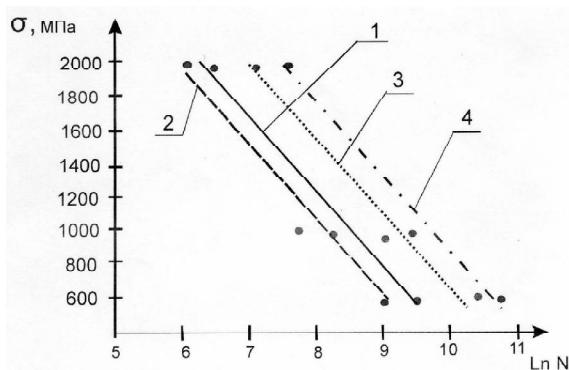


Рис. 3. Зависимости малоцикловой усталости от напряжения металла основы: 1 – карданный вал; 2 – одноразовое восстановление; 3 – трехразовое восстановление; 4 – пятиразовое восстановление

На рис. 3 представлены данные по МЦУ для детали «карданный вал», которая изготовлена ковкой. Полученные данные свидетельствуют о повышении стойкости металла основы с увеличением количества восстановлений. Такой эффект связан с тем, что металл основы в процессе восстановления подвергается действию высоких температур и происходит, так называемая, «маятниковая» термическая обработка [3], которая повышает МЦУ металла основы. Таким образом, с увеличением количества восстановлений металл основы имеет больший уровень МЦУ благодаря специфической термической обработке.

Показатели МЦУ металла зоны сплавления и наплавленного металлов представлены на рис. 4 и 5.

Как показали испытания образцов зоны сплавления и наплавленного металлов, их малоцикловая усталость не зависит от количества восстановлений. Это можно объяснить тем, что перед каждым следующим восстановлением детали металл зоны сплавления и наплавленный металл удаляются, и поэтому они не подвергаются влиянию «маятниковой» термической обработки (в от-

личие от металла основы, который в процессе восстановлений не удаляется). Во всех вариантах коэффициент в пределах 0,96–0,98.

Металлографическое исследование образцов после испытаний на МЦУ показало, что в металле зоны сплавления трещина проходит по структуре металла, а не по неметаллическим включениям (рис. 6). Образование трещины в наплавленном металле также происходит по структуре.

Таким образом, с увеличением количества восстановлений происходит повышение выносливости металла основы по малоцикловой усталости. Это связано с тем, что в процессе наплавок происходит «маятниковая» термическая обработка, которая способствует повышению малоцикловой усталости металла основы.

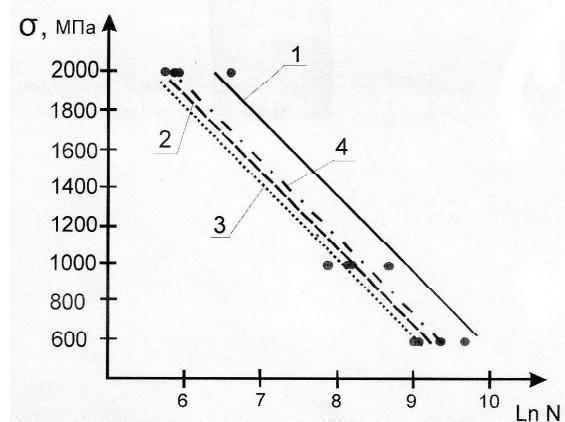


Рис. 4. Зависимости малоцикловой усталости от напряжения металла зоны сплавления: 1 – карданный вал; 2 – одноразовое восстановление; 3 – трехразовое восстановление; 4 – пятиразовое восстановление

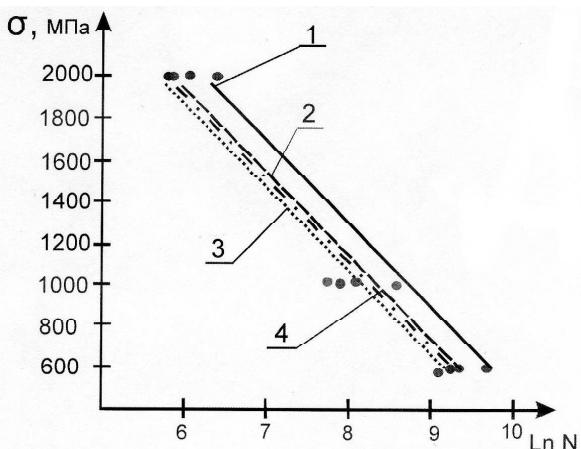


Рис. 5. Зависимости малоцикловой усталости от напряжения наплавленного металла: 1 – карданный вал; 2 – одноразовое восстановление; 3 – трехразовое восстановление; 4 – пятиразовое восстановление

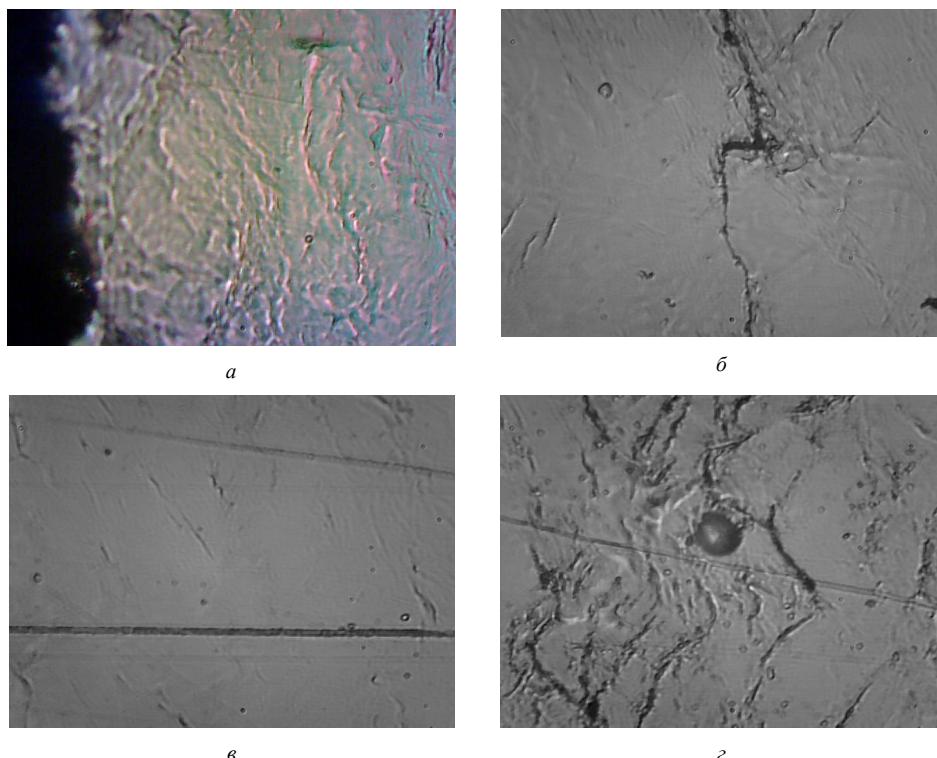


Рис. 6. Микроструктури образців після іспитань на МЦУ: а, б, в – по зоне сплавлення; г – по наплавленному металлу, $\times 900$

Список літератури

- Форрест П. Усталость металлов ; [пер. с англ.]. – М. : Машиностроение, 1968. – 352 с.
- Парахнєвич Є. М. Особливості технології відновлення деталей електрошлаковим методом / Є. М. Парахнєвич, Ю. П. Петруша, В. В. Луньов // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2003. – № 1. – С. 60–62.
- Применение сталей электрошлакового переплава для изготовления бурового породоразрушающего инструмента / [В. В. Панасюк, К. Б. Кацов, Т. А. Илык и др.] // Проблемы специальной электрометаллургии. – 1987. – № 4. – С. 25–29.

Поступила в редакцию 09.03.2011

Парахнєвич Є.М., Бялік Г.А., Луньов В.В., Адамчук С.І. Вдосконалення методики випробувань металів на малоциклову втому

Розроблено і встановлено на машину ІП-2М спеціальний відеоконтрольний пристрій, який призначений для спостереження за процесами зародження і розповсюдження тріщин безпосередньо під час випробувань на малоциклову втому. Побудовано залежності малоциклової втоми від кількості відновлень. Показано, що зі збільшенням кількості відновлень відбувається збільшення витривалості металу основи по малоцикловій втомі.

Ключові слова: малоциклова втома, механічні властивості, зразок, термічна обробка, зона сплавлення.

Parahnevich E., Balik G., Lunev V., Adamchuk S. Perfection of a technique of tests of metals on low-cycle fatigue

The special picture monitor intended for supervision over processes of origin and distribution of cracks directly during tests on low-cycle fatigue is developed and established on machine IP-2M. Have constructed dependences low-cycle fatigue from quantity of restored. It is shown, that to quantity increase restored there is an increase of endurance of metal of a basis on low-cycle fatigue.

Key words: low-cycle fatigue, mechanical properties, the sample, heat treatment, a zone of fusion.

УДК 669.136.9:621.785.5

Д-р техн. наук Б. П. Середа¹, С. Н. Ткаченко²¹*Запорожская государственная инженерная академия,*²*АО «Запорожский сталепрокатный завод»;**г. Запорожье*

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ПЛАНИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ ЧУГУНА И СТАЛИ КРЕМНИЕМ В УСЛОВИЯХ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА

В данной работе показаны результаты математического планирования свойств поверхностных слоев на деталях из разных марок, нанесенных в условиях самораспространяющегося высокотемпературного синтеза, приведены фотографии поверхности упрочненных деталей.

Ключевые слова: самораспространяющийся высокотемпературный синтез, диффузия, поверхностное упрочнение, микроструктура, поверхность слой, микротвердость.

Введение

В работе для нанесения покрытий использовали следующие марки чугунов: АСЧ-1, СЧ-20, СЧ-25, ВЧ 45-5, ВЧ 38-17, ВЧ 42-12. Химико-термическую обработку осуществляли в реакторе открытого типа ($P = 10^5$ Па) при рабочем интервале температур 950–1050 °C и общей продолжительности изотермической выдержки 2–6 ч (как для одновременного, так и для последовательного способа насыщения). В качестве насыщающей среды [1] использовали смесь порошков [2]: Si, Al, Cr₂O₃, Al₂O₃, NH₄Cl, дисперсностью 100–350 мкм следующих материалов: Cr₂O₃ – оксид хрома – окислитель; Al₂O₃ – оксид алюминия – инертная добавка; Al – алюминий – восстановитель; Si – кремний марки Кр1 – источник кремния в покрытии; NH₄Cl – хлористый аммоний – активатор процесса насыщения.

С целью поиска составов порошковых СВС-смесей [3] обеспечивающих заданные свойства использовался дробный факторный эксперимент [4]. Требуется выбрать оптимальный состав шихты и режим СВС-процесса с целью обеспечения микротвердости наносимого слоя 400 кг/мм². Параметр оптимизации (Y) – микротвердость нанесенного слоя. Сокращение эксперименталь-

ных затрат достигается применением дробных реплик от полного факторного эксперимента, применением дробного факторного эксперимента ДФЭ. С целью изучения влияния химического состава и условий проведения термической обработки на величину зерна использовался дробный факторный эксперимент [5].

Кодирование факторов

Кодирование факторов необходимо для перевода натуральных факторов (°C и τ) в безразмерные величины, чтобы иметь возможность построить стандартный ортогональный план матрицы эксперимента. Для перевода натуральных переменных в кодовые X_i заполняют таблицу 1 кодирования на двух уровнях. В качестве нулевого уровня факторов выбирают центр интервала, в котором будут проводить эксперименты.

$$X_i = \frac{X_i - X_{i0}}{\delta_i}, \quad (1)$$

где X_i – натуральное значение фактора; X_{i0} – нулевое (среднее) значение фактора; δ_i – интервал варьирования.

Таблица 1 – Кодирование факторов

Интервал варьирования и уровни факторов	Содержание Si в шихте, %	Содержание ХС в шихте, %	Температура процесса, °C	Время выдержки, ч
код	X_1	X_2	X_3	X_4
Основной уровень $X_i = 0$	30	20	1000	4
Интервал варьирования δ_i	10	10	100	2
Нижний уровень $X_i = -1$	20	10	900	2
Верхний уровень $X_i = 1$	40	30	1100	6

Составление плана матрицы

Так как количество исследуемых факторов составляет 4, то выбираем дробную реплику 2^{4-1} следующего вида. Для построения плана дробного факторного эксперимента записываем дробную реплику в развернутом виде, где исключается фактор X_4 , который варьируется с соответствием с генерирующим соотношением $X_4 = X_1X_2X_3$ (табл. 2).

Таблица 2 – Матрица планирования ДФЭ 2^{4-1}

Номер опыта	Значение факторов в кодированном виде				
	X_0	X_1	X_2	X_3	$X_4(X_1X_2X_3)$
1	+	+	+	+	+
2	+	+	+	-	-
3	+	+	-	+	-
4	+	+	-	-	+
5	+	-	+	+	-
6	+	-	+	-	+
7	+	-	-	+	+
8	+	-	-	-	-

Реализация плана эксперимента

Для определения дисперсии опыта были организованные опыты 9–11 на основном уровне табл. 3. При этом получили значения параметра оптимизации.

Таблица 3 – Расчетная таблица дисперсии опыта

Опыт	y_e	$ y_{0e} - y_0 $	Δy_e^2
9	385	2	36
10	380	3	
11	384	1	
	$y_0 = 383$	$\sum \Delta y = 6$	

Таблица 4 – Результаты опытов

опыт	1	2	3	4	5	6	7	8
результат	395	375	370	380	395	390	395	370

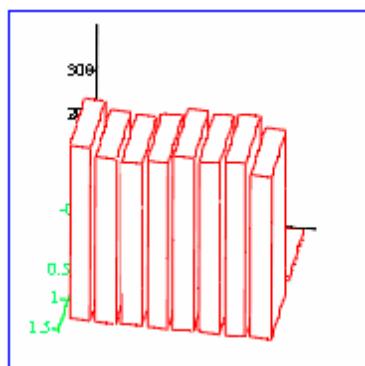


Рис. 1. Гистограмма результатов опытов

Для определения ошибки эксперимента опыты следует дублировать. Чаще дублируют не все опыты, а только опыты на основном уровне. В этом случае, расчет дисперсии опыта S_y прово-

$$дится по формуле: S_y^2 = \sum_{i=1}^n \frac{(Y_{oi} - Y_o)^2}{f_1},$$

где n – количество дублей на основном уровне; i – номер дубля; Y_{oi} – значение параметра оптимизации в i -м дубле; Y_o – среднее арифметическое результатов всех дублей; f_1 – число степеней свободы ($f_1 = n - 1$). Тогда:

$$S_y^2 = \sum_{i=1}^n \frac{(Y_{oi} - Y_o)^2}{f_1} = \frac{36}{4-1} = 12.$$

Построение математической модели

После реализации всех опытов матрицы планирования по их результатам строят математическую модель изучаемого процесса. Для этого при использовании ДФЭ, рассчитываем коэффициенты регрессии уравнения по фор-

муле: $b_j = \sum_{j=1}^n \frac{X_{jn} \cdot Y_n}{N}$, b_j – значение j -го коэффициента регрессии ($j = 0, 1, 2, \dots, k$); X_{jn} – значение j -го фактора в n -м опыте в кодированном виде; Y_n – значение параметра оптимизации в n -м опыте;

N – число опытов в матрице планирования. В результате получаем модель, которая имеет следующий вид: $Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 + \dots + b_j X_j$

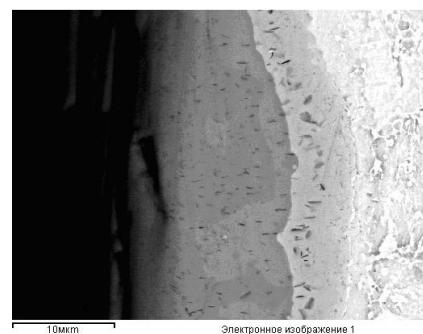


Рис. 2. Электронное изображение поверхности борированной стали марки Ст45

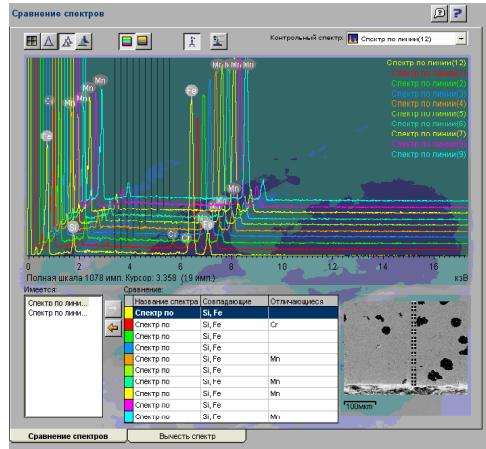


Рис. 3. Распределение элементов в весовых процентах на силицированной детали из чугуна марки ВЧ 45-5

По формуле рассчитываем коэффициенты регрессии искомой модели:

$$b_0 = 1/8 \cdot [395 + 375 + 370 + 380 + 395 + 390 + 395 + 370] = 383,75; \\ b_1 = -3,75; b_2 = 5; b_3 = 5; b_{123} = 6,25.$$

Линейная модель имеет вид:

$$y = 383,75 - 3,75 \cdot X_1 + 5 \cdot X_2 + 5 \cdot X_3 + 6,25 \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3.$$

Статический анализ модели. Целью анализа является проверка пригодности модели для ее использования при описании исследуемого объекта. Анализ состоит из двух этапов. На первом этапе проверяем статистическую значимость коэффициентов регрессии. В статистике принято осуществлять проверку значимости коэффициентов регрессии с помощью критерия Стьюдента (t -критерия). Для этого, рассчитываем доверительный интервал коэффициентов

$$\Delta b_i = t_{\text{afl}} \cdot S_{bi}, \text{ где } S_{bi} \text{ — среднеквадратическая ошибка в определении коэффициентов регрес-}$$

ции $S_{bi} = \sqrt{\frac{S_y^2}{N}}$, t_{afl} — значение t -критерия, кото-

рое выбираем в зависимости от уровня значимости « α » и числа степеней свободы при определении дисперсности опыта f_1 . Значения коэффициентов регрессии сравниваем с Δb_i и те, которые оказываются по абсолютной величине меньше доверительного интервала, исключают из уравнения. На втором этапе, окончательно полученное уравнение проверяем на адекватность, то есть его пригодность для описания объекта исследования. Рассчитываем доверительный интервал коэффициентов регрессии Δb_r . Для этого в нач-

але определим S_{bi} . $S_{bi} = \sqrt{\frac{12}{8}} = \pm 1,22$. Выбираем для $\alpha = 0,05$ и f_1 . Значение критерия Стьюдента равно 3,18. Определяем $\Delta b_r = \pm 3,18 \cdot 1,22 = \pm 3,88$.

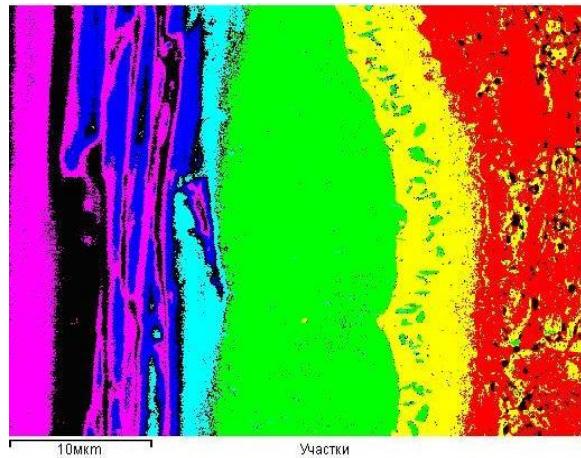


Рис. 4. Электронное изображение поверхности по участкам борированной детали марки Ст45

Таким образом, в полученнем уравнении коэффициент b_1 статистически незначим, так как для него условие $|b_1| > \Delta b$ не выполняется, и уравнение приобретает окончательно следующий вид: $y = 383,75 + 5 \cdot X_2 + 5 \cdot X_3 + 6,25 \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$. Теперь проверяем адекватность полученной модели в целом. Для этого, подставляем в полученное уравнение последовательно для всех опытов значение X_i в кодированном виде, которые берем из таблицы 2. Таблица 5 составлена, исходя из алгоритма проверки полученного уравнения на адекватность, т. е. его пригодности для написания объекта исследования. Последовательность проверки такова:

1. По полученной модели определяют поочередно для всех опытов матрицы планирования расчетные значения параметра оптимизации ($y_{\text{расч}}$). Для этого в уравнение подставляют значение факторов в кодированном виде. $y_{\text{расч1}} = 383,75 + 5(+1) + 5(+1) + 6,25(+1) = 400$ и т. д.

2. По формуле получают оценку дисперсии

$$\text{адекватности: } S_{ad}^2 = \frac{\sum_{n=1}^N (y_n^{\text{расч}} - y_n^{\text{расч}})^2}{f_2}, \text{ где}$$

$f_2 = N - K'$, K' — число коэффициентов модели, включая b_0 .

3. Определяют расчетное значение F -критерия (Фишера), сравнивают с табличным, которое выбирают из таблицы в зависимости от уровня значимости α и числа степеней свободы f_1 и f_2 . В случае, если расчетное значение окажется меньше табличного, или будет равно ему, то модель признают адекватной. Если модель оказывается адекватной, то это значит, что ее можно использовать для описания объекта исследования в изученных пределах изменения факторов

$$F_{f_1, f_2}^{\text{расч}} = \frac{S_{ad}^2}{S_y^2} \leq F_t(0.05; f_{ad}, f_y).$$

Таблиця 5 – Расчет дисперсии адекватности

Опыт	Значение у		Δy	Δy ²
	Экспериментальное	Расчетное		
1	395	400	5	25
2	375	378	3	9
3	370	378	8	64
4	380	380	0	0
5	395	388	7	49
6	390	390	0	0
7	395	390	5	25
8	370	368	2	4

$\sum = 176 S_{ad}^2 = \frac{176}{8-4} = 44 ; F_{f1,f2}^{расч} = \frac{44}{12} = 3,67$. Из таблицы для $\alpha = 0,05$, $f_1 = 3$ и $f_2 = 4$ находим табличное значение критерия Фишера, равное 6,59. Таким образом, условие адекватности модели $F_{\text{табл}} < F_{\text{расч}}$ выполняется и ею можно пользоваться для расчета значений микротвердости силицированных покрытий чугунов. Для этого, надо в уравнение подставить значение факторов в кодированном масштабе. При этом следует помнить, что полученная модель описывает процесс силицирования чугунов только в изученных пределах варьирования факторов.

Список литературы

1. Многокомпонентные диффузионные покрытия под ред. Ляховича Л. С. — Минск : Наука и техника, 1974. — 272 с.
2. Мержанов А. Г. Процессы горения и синтеза материалов / А. Г. Мержанов. — Черноголовка: ИСМАН, 1998. — 512 с.
3. Середа Б. П. Поверхневе зміцнення матеріалів: Монографія / Б. П. Середа, Н. Є. Калініна, І. В. Кругляк. — Запоріжжя: Видавництво ЗДІА, 2004. — 230 с.
4. Середа Б. П. Теория строения жидкого, кристаллического и аморфного состояния вещества / Б. П. Середа. — Запорожье, 2003. — 179 с.

Поступила в редакцию 30.03.2010

Середа Б.П., Ткаченко С.М. Математичне планування поверхневого зміцнення чавуну і сталі кремнієм в умовах високотемпературного синтезу

У даній роботі показані результати математичного планування властивостей поверхневих шарів на деталях з різних марок, нанесених в умовах високотемпературного синтезу, що саморозповсюджується, приведені фотографії поверхні зміцнених деталей.

Ключові слова: саморозповсюджуваний високотемпературний синтез, дифузія, поверхневе зміцнення, мікроструктура, поверхневий шар, мікротвердість.

Sereda B., Tkachenko S. Mathematical planning of surface hardening of iron and steel with silicon in a self-propagating high temperature synthesis

In this work the results of the mathematical planning of properties of superficial layers are obtained on details from different brands, inflicted in the conditions of self-propagating high temperature synthesis, the pictures of surface of the work-hardened details are resulted.

Key words: self-propagating high-temperature synthesis, diffusion, superficial work-hardening, microstructure, superficial layer, microhardness.

УДК 621.932.5

**Э. Ш. Джемилов¹, д-р техн. наук Ю. А. Цеханов²,
канд. техн. наук Е. А. Балаганская³, д-р техн. наук В. Н. Старов³**

¹Крымский государственный педагогический университет, г. Симферополь

²Воронежский государственный архитектурно-строительный университет,

³Воронежский государственный технический университет;
г. Воронеж, Россия

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИКИ ВЗАЙМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА С ЗАГОТОВКОЙ ПРИ ХОНИНГОВАНИИ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ

Представленная методика позволяет определить характер распределения контактных давлений по ширине контакта при хонинговании конических поверхностей отверстий.

Ключевые слова: алмазное хонингование, контактное давление, коническое отверстие, пластическое деформирование, точность обработки.

Применение алмазного хонингования для обработки точных конических отверстий в деталях, обеспечивая получение высокого класса шероховатости поверхности, не улучшает точности размеров, являющейся лимитирующим фактором, определяющим герметичность сопряжения. Конструкции же существующих хонинговальных головок для обработки конических отверстий не обеспечивают требуемую точность и качество поверхности.

Для равномерного съема припуска в процессе хонингования конических отверстий необходимо обеспечивать равномерное распределение контактного давления между инструментом и деталью. Теоретическое решение такой задачи математически сложно. Поэтому, экспериментальное изучение контактных давлений в реальном процессе хонингования является наиболее эффективным способом, позволяющим учитывать закономерности влияния на них технологических и конструктивных факторов. Характер взаимодействия алмазного бруска с деталью при хонинговании конических поверхностей отверстий в статике близок к характеру контакта при внутреннем шлифовании. Механика же отличается от характера контакта инструмента с деталью при внутреннем шлифовании, т.к. отношение радиусов контактных поверхностей (инструмента и детали) постоянно меняется.

Распределение контактных давлений q (Па) на поверхности бруска (рис. 1) определяется из геометрических соображений по характеру изменения припуска (глубины резания).

Рассмотрим положение инструмента, когда радиус отверстия заготовки r_3 больше радиуса окружности, проходящей через вершины алмазных зерен бруска r_{bp} .

Из рисунка видно, что глубина врезания алмазных зерен плавно меняется от нуля (на концах ширины контакта b_k) до максимума (на его середине).

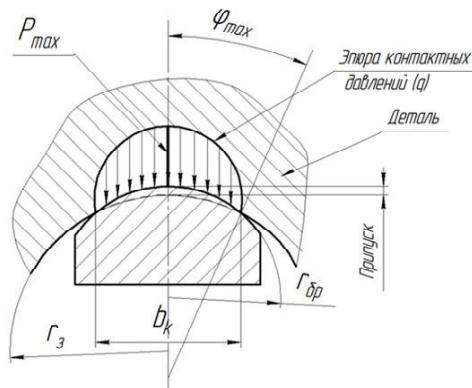


Рис. 1. Схема распределения контактных давлений в окружном направлении

Контактные давления можно описать симметричной функцией:

$$q = q_{max} \cdot f(\varphi).$$

В соответствии с эпюрай контактных давлений приведем q к линейной равнодействующей вдоль оси бруска, т. е. линейной распределенной нагрузке $p, H/m$:

$$p = \int_0^{\varphi_{max}} q \cdot r_3 \cdot d\varphi = 2 \cdot q_{max} \cdot \int_0^{\varphi_{max}} f(\varphi) \cdot d\varphi = \\ = 2 \cdot q_{max} \cdot \psi(\varphi_{max}),$$

где ψ — функция от φ_{max} .

Для этого разработана экспериментально-расчетная методика, основанная на следующих положениях. Определение контактных давлений осуществляется с помощью тензометрии (рис. 2) с дальнейшей математической обработкой данных.

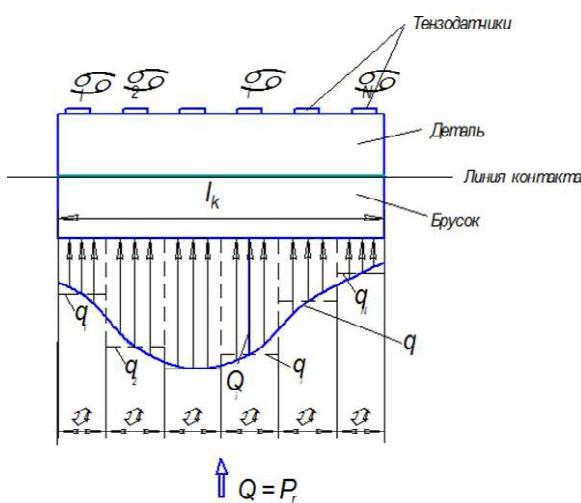


Рис. 2. Схема распределения контактных давлений по поверхности бруска

Разобьем длину линейного или осесимметричного контакта на N равных по длине участков длиной $\Delta l = I_k / N$. Заменим в пределах каждого участка переменное давление p на статически эквивалентную постоянную $p_i = \text{const}$ и приведем p_i к сосредоточенной равнодействующей $P_i = p_i \cdot \Delta l$.

По поверхности, максимально близкой к контактной, наклеиваются N тензодатчиков, каждый из которых выдает свой α_i сигнал, зависящий от величины и характера изменения нагрузки P . По закону Гука α_i пропорционален всем P_i :

$$\alpha_j = a_{j1} \cdot P_1 + a_{j2} \cdot P_2 + \dots + a_{ji} \cdot P_i + \dots + a_{jN} \cdot P_N.$$

В результате предварительного тарирования всей измерительной системы определяются коэффициенты a_{ji} . В процессе нагружения изменяют все α_i . Если коэффициенты a_{ji} известны, то имеем систему N уравнений с неизвестными P_i , решая которую определяем все P_i , и значения $P_i = P_i / \Delta l$. По полученным P_i строим эпюру распределения контактных давлений.

Разработанная экспериментальная методика позволяет в процессе реального пластического деформирования в автоматическом режиме снимать показания всех тензодатчиков, обрабатывать эти показания на компьютере, определять вели-

чину и характер распределения контактных давлений между инструментом и заготовкой в любой момент технологической операции. Она прошла проверку на нескольких операциях пластического деформирования. Погрешность определения контактных давлений не превышает 8 %.

Проведены исследования процесса контактного взаимодействия алмазного бруска с образующей конического отверстия при алмазном хонинговании заготовки из стали 40Х улучшенной (ГОСТ 4543-71). В результате проведенных исследований определена конструкция колодки, позволившая выровнять контактные нагрузки на поверхности бруска (рис. 3), обеспечивая, тем самым, равномерный съем припуска в процессе хонингования.

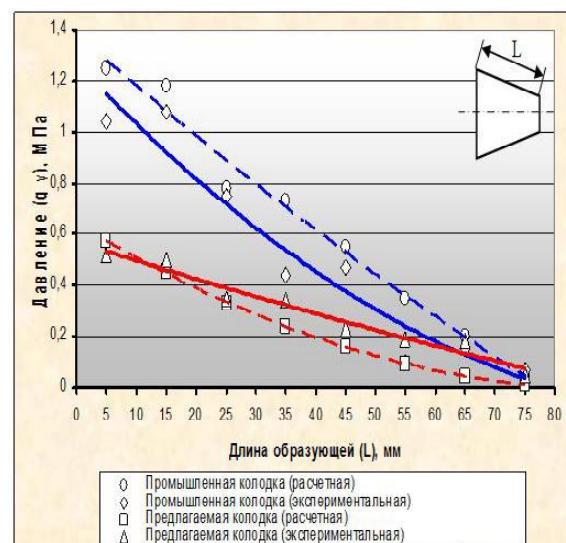


Рис. 3. Распределение контактного давления по длине бруска

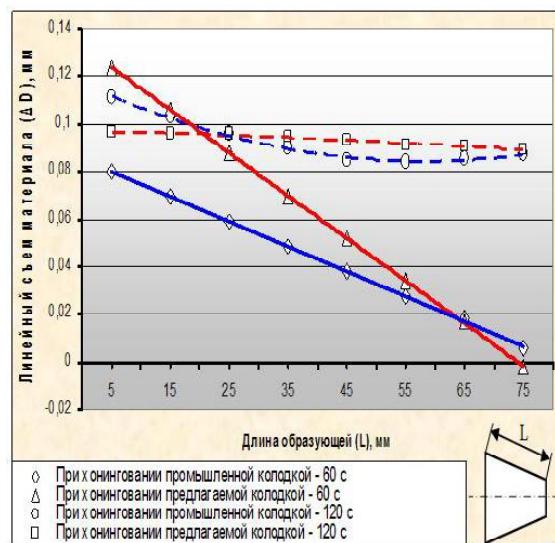


Рис. 4. Зависимость линейного съема материала по длине образующей конического отверстия

На рис. 4 представлена экспериментальная зависимость линейного съема материала при хонинговании промышленной и модернизированной хонинговальной головкой. Как видно, удалось существенно выровнять снимаемый припуск вдоль длины отверстия, что привело к повышению точности данной финишной обработки. Анализ полученных данных показал, что стабилизация контактных давлений при применении предлагаемой колодки привела и к существенному снижению отклонения от круглости.

Таким образом, разработан новый эффективный экспериментально-расчетный метод определения контактных давлений при хонингова-

нии отверстий, на основе которого возможна модернизация хонинговальных головок, с целью более равномерного распределения контактных давлений, снимаемого припуска и повышения точности обработки.

Список литературы

1. Определение контактных давлений / [Джемилов Э. Ш., Иззетов Н. А., Цеханов Ю. А., Якубов Ф. Я.] // Вісник Хмельницького національного університету. – 2006. – № 6. – С. 14–17.

Поступила в редакцию 28.06.2011

Джемілов Е.Ш., Іззетов Н.А., Цеханов Ю.О., Балаганська О.О., Старов В.М. Дослідження механіки взаємодії інструменту з заготівлею при хонінгуванні конічних отворів

Представлена методика дозволяє визначити характер розподілу контактних тисків по ширині контакту при хонінгуванні конічних поверхонь отворів.

Ключові слова: алмазне хонінгування, контактний тиск, конічний отвір, пластичне деформування, точність обробки.

Dzhemilov E., Tsehanov Yu., Balaganskaya E., Starov V. Investigation of mechanics tool with billet at honing the tapered hole

The presented method allows to determine the contact pressure distribution across the width of the contact with the honing conical surfaces of holes.

Key words: diamond honing, contact pressure, conical hole, plastic deformation, accuracy.

УДК 62-144:669.715.004.15

K. N. Лоза, д-р техн. наук А. А. Митяев, д-р техн. наук И. П. Волчок

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫЙ СПЛАВ ДЛЯ ПОРШНЕЙ

В статье рассмотрен вопрос рециклинга возврата поршневого силумина АЛ25 (АК12М2МгН) и получение высококачественного вторичного поршневого сплава.

Ключевые слова: сплав, возврат, модифицирование, поршень, свойства.

Введение и проблематика вопроса

В настоящее время наиболее широкое применение для изготовления поршней автотракторной техники получили литейные сложнолегированные силумины, характеризующиеся благоприятным сочетанием физико-механических и служебных свойств, а также литейные технологии их производства, являющиеся наиболее оптимальными по сочетанию «затраты-качество».

Среди литейных поршневых сплавов наиболее востребованными для изготовления поршней мало- и средненагруженных двигателей внутреннего сгорания являются эвтектические силумины.

Широкое использование данных сплавов сопровождается накоплением значительных количеств промышленных отходов, требующих переработки. Особенностью переработки данных отходов является нейтрализация или устранение негативного влияния на конечные свойства и структуру сплавов вредных примесей (масла, пластики, смазочно-охлаждающие жидкости, железо и др.).

Из анализа литературы следует, что сплавы, полученные из вторичного сырья с повышенным содержанием железа и неблагоприятной структурой, после определенной металлургической обработки, обеспечивающей изменение морфологии, размеров и распределения комплексных железосодержащих интерметалличидных фаз, могут с успехом использоваться при производстве поршней.

Многообразие требований, которые предъявляются как к поршневым сплавам, так и самим поршням конкретного двигателя, делает процесс выбора материала и технологии его металлургической обработки актуальным для каждого номенклатурного изделия.

АО «Мотор Сич» производит группу товаров народного потребления, в которых используется двигатель внутреннего сгорания: бензопилы «Мотор Сич-270», мотоблоки «Мотор Сич МБ-4,05», подвесные лодочные моторы «Мотор Сич-40» и другие. Поршни для этих изделий

изготавливают из сплава АЛ25 (АК12М2МгН).

Заводская технология приготовления сплава АЛ25 заключалась в плавлении шихтовых материалов в графитовом тигле в газовой печи с последующим модифицированием расплава фторцирконатом калия K_2ZrF_6 при температуре 720 °C. Модификатор в количестве 0,5...1,0 % от массы шихты засыпался на зеркало расплава с последующим замешиванием в него в течение 2...3 минут. Затем проводили отстаивание расплава, удаление шлака и фильтрацию сплава через стеклосетку ССФ2-ССФ3 при переливе в раздаточную печь. Поршни, полученные литьем в кокиль из подготовленного таким образом сплава АЛ25, имели заданный уровень механических свойств и достаточно равномерно модифицированную структуру по всему сечению отливки (рис. 1, а). В процессе работы поршня, под воздействием циклического действия температуры и давления, структура сплава претерпевает изменения (рис. 1, б). Наблюдается снижение степени модифицирования по всему сечению поршня, что свидетельствует о недостаточной термической стабильности структуры сплава в его первоначальном состоянии (рис. 1 а, б).

Постановка задачи

В связи с этим возникла необходимость стабилизации структуры поршня и исключения ее изменений под воздействием рабочих температур. С учетом наследственности алюминиевых сплавов была предпринята попытка получения оптимальной структуры при переплаве 100 % возврата поршневых материалов из сплава АЛ25 с использованием рафинирующе-модифицирующей обработки. Данная обработка не усложняет применяемую на заводе технологию приготовления расплава и не требует дополнительных капиталовложений.

Результаты и их обсуждение

Основным зарубежным поставщиком поршней на мировой рынок является фирма «Mahle» (Германия), которая разработала шкалу допустимых

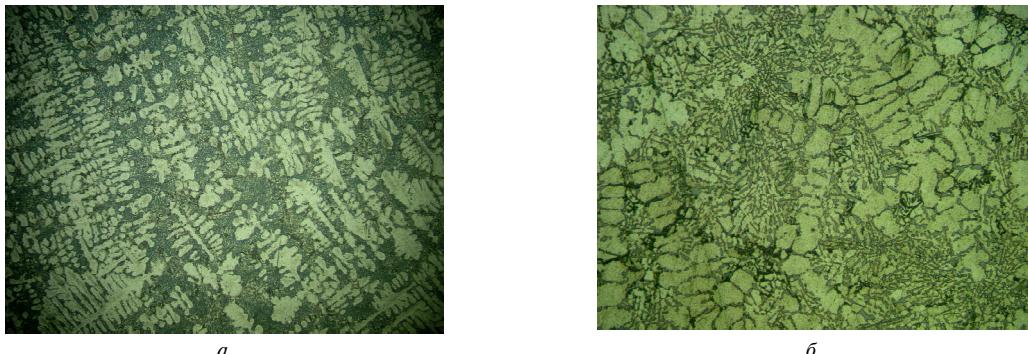


Рис. 1. Микроструктура поршня из сплава АЛ25, полученного по заводской технологии ($\times 100$):
а – до эксплуатации; б – после эксплуатации в течение 100 ч

микроструктур для сплавов, являющихся аналогами АЛ25 (АК12М2МгН) и АЛ30 (АК12ММгН) по ДСТУ 2839-94 (ГОСТ 1583-93). Идеальной, с точки зрения данной шкалы, является структура, представляющая собой ячеистый, в виде небольших дендритов α -твёрдый раствор кремния в алюминии и эвтектику, содержащую пластинчатый кремний, которая располагается по границам α -твёрдого раствора, тем самым надежно блокируя их. При наличии в структуре сплавов кристаллов первичного кремния или комплексных интерметаллидных фаз рекомендуется их получать в компактной форме, с размерами, не превышающими 100 мкм.

В связи с этим, для обеспечения получения заданной структуры, при разработке состава модифицирующего комплекса подбирались компоненты, оказывающие активное модифицирующее воздействие на кристаллы первичного кремния и комплексные интерметаллидные фазы, уменьшая их размеры и изменяя форму с грубой пластинчатой на компактную, а также рафинирующие расплав от неметаллических включений и растворенных газов. Состав оптимизированного модифицирующего комплекса защищен патентом Украины № 46094 «Модифікувальний комплекс для алюмінієвих сплавів» [1].

Была разработана технология рециклинга 100 % возврата сплава АЛ25 и проведены экспериментальные плавки с возрастающей присадкой модифицирующего комплекса [1], что в дальнейшем позволило оптимизировать его количество в пределах 0,15...0,20 масс. %.

Результаты испытаний вторичных экспериментальных сплавов были сравнены с результатами сплавов, полученных на АО «Мотор Сич» по заводской технологии. Сравнение результатов показало, что экспериментальная технология и разработанный модифицирующий комплекс обеспечивают после рециклинга возврата получение уровня механических свойств, соответствующего требованиям ДСТУ 2839-94 (ГОСТ 1583-93). В то же время, по значениям длительной прочности, данные сплавы более чем в 2 раза превышают сплавы, полученные по заводской технологии, при этом достигнуто снижение температурного коэффициента линейного расширения в диапазоне рабочих температур на 5,60...5,75 %.

Металлографический анализ экспериментальных сплавов засвидетельствовал получение ячеистой структуры каркасного типа по всему объему металла, оптимальной по требованиям фирмы «Mahle», и сохранение ее в процессе длительной эксплуатации (рис. 2).

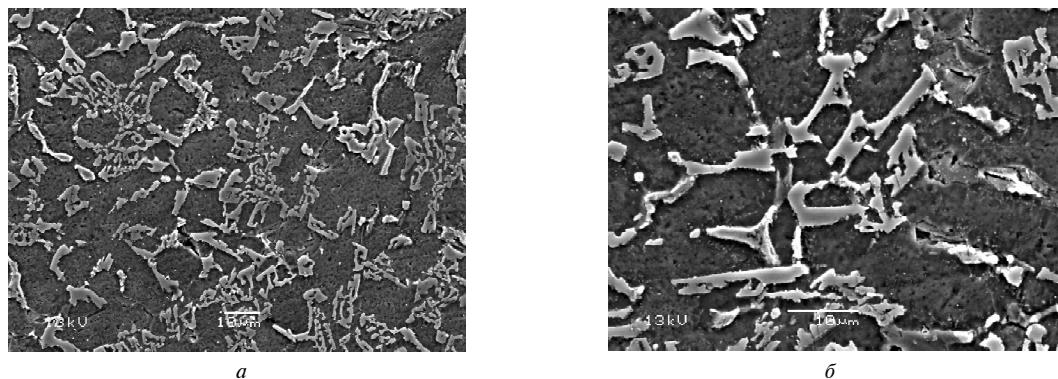


Рис. 2. Структура экспериментального сплава АЛ25, обработанного 0,15 масс. % МК: а – $\times 1000$; б – $\times 2000$

Из экспериментального сплава АЛ25 была изготовлена промышленная партия поршней для бензопилы «Мотор Сич-270». Экспериментальные поршни прошли термическую обработку по режимам Т1 (искусственное старение) и Т5 (закалка + искусственное старение). Далее были проведены стендовые, в условиях АО «Мотор Сич», и промышленные испытания в лесных хозяйствах Запорожской и Винницкой областей.

Результаты стендовых и промышленных испытаний засвидетельствовали стабильность структуры и высокую надежность поршней, полученных по экспериментальной технологии. Отмечены высокие эксплуатационные характеристики экспериментальных поршней после термообработки по режимам Т5 и Т1. Учитывая полученные результаты, с целью снижения энерго- и трудозатрат, для промышленного внедрения рекомендована термообработка по режиму Т1.

Внедрение результатов работы позволило снизить затраты на изготовление отливки «поршень» на 15,82 грн./шт.

Выводы

1. Разработана технология модификации сплава АЛ25, обеспечившая получение стабильной при высоких температурах (300 °C) структуры (равноосные участки α -Al твердого раствора, окруженные пластинчатыми включениями β -Si твердого раствора и компактными включениями интерметаллидов), снижения температурного коэффициента линейного расширения на 5,60...5,75 % и газонасыщенности сплава с 2...3 баллов до 1 и повышение длительной прочности

сти σ_{50}^{300} в 2,4 раза по сравнению с заводской технологией.

2. Установлено, что с точки зрения стабильности структуры старение (режим Т1) имеет преимущество перед закалкой с последующим старением (режимы Т5 и Т6).

3. Высокая эффективность предложенных технологических решений позволила АО «Мотор Сич» освоить производство поршней для мало мощных двигателей внутреннего сгорания из низкосортной вторичной шихты (стружка, лом, литники) взамен первичной при одновременном повышении качества сплава АЛ25 и устранении брака.

4. Результаты стендовых испытаний на АО «Мотор Сич» и промышленных испытаний в лесных хозяйствах Украины показали отсутствие преждевременного выхода из строя, высокую надежность и долговечность изготовленных по новой технологии поршней.

5. Экономический эффект от внедрения результатов работы в производство составляет 56982 грн./год.

Список литературы

1. Пат. 46094 Україна, МПК (2009) C22C1/00. Модифікувальний комплекс для алюмінієвих сплавів / Лоза К. М., Мітяєв О. А., Волчок І. П.; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. – № u200905914; заявл. 09.06.2009; опубл. 10.12.2009, Бюл. № 23.

Поступила в редакцию 02.08.2011

Лоза К.М., Мітяєв О.А., Волчок І.П. Високоякісний сплав для поршнів

В статті розглянуто питання рециклінгу возврату поршиневого силуміну АЛ25 (AK12M2MgH) та отримання високоякісного вторинного поршиневого сплаву.

Ключові слова: сплав, возврат, модифікування, поршень, властивості.

Loza K., Mityayev A., Volchok I. High-quality alloy for pistons

The article considers the issue of the return of piston silumin AL25 (AK12M2MgH) recycling and obtaining of high-quality secondary piston alloy.

Key words: alloy, return, modification, piston, properties.

УДК 539.26:621.787

**Д-р физ.-мат. наук С. В. Лоскутов, С. В. Сейдаметов,
д-р техн. наук А. В. Ершов, канд. физ.-мат. наук И. В. Золотаревский**
Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ ЭПЮР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ГЛУБИНЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

Предложен экспериментально-расчетный метод построения эпюр распределения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя металлов и сплавов, основанный на использовании двух и более рентгеновских трубок с различным материалом анода. Проведена апробация предложенного способа на сплавах титана ВТ3-1 после упрочняющей обработки стальными шариками в магнитном поле.

Ключевые слова: рентгеноструктурный анализ, остаточные макронапряжения, поверхностный слой, эпюры, поверхностное пластическое деформирование.

Эксплуатационные свойства деталей машин определяются как величиной остаточных напряжений на поверхности, так и характером их распределения по глубине поверхностного слоя. Существующие методы определения остаточных напряжений делятся на разрушающие и неразрушающие. К разрушающим методам относятся химический, рентгеновский, Давиденкова-Биргера и др. Разрушающим методом не представляется возможным проводить сплошной контроль деталей, поскольку требуется полное или частичное разрушение исследуемой детали. Поэтому разработка и создание новых неразрушающих методов построения эпюр распределения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя деталей машин из различных материалов является актуальной задачей.

На пути решения этой задачи представляется перспективным развитие рентгеновских методов исследования. Так, при наличии двух или более лабораторных дифрактометров, используя способность рентгеновского излучения проникать на различную глубину металла в зависимости от материала анода рентгеновской трубы, представляется возможным получить картину распределения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя металла.

Апробация предложенного метода построения эпюр проводилась на образцах из сплава титана ВТ3-1 в форме плоской одинарной лопатки толщиной 2 мм (рис. 1). Химический состав исследуемого сплава титана приведен в таблице 1.

Упрочняющая обработка, предварительно отожженных образцов, осуществлялась на разработанной сотрудниками кафедры физики ЗНТУ установке для обработки стальными шариками в магнитном поле [1] (рис. 2).

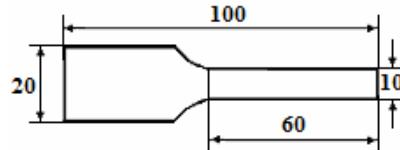


Рис. 1. Экспериментальный образец в форме плоской одинарной лопатки

Между полюсами электромагнита 1, который питается от источника постоянного тока 2, размещаются стальные шарики 3, которые при включении электромагнита образуют квазипротую среду, свойства которой можно варьировать, изменяя параметры магнитного поля. Обрабатываемая деталь 4 закрепляется в зажиме генератора механических колебаний 5, который питается от источника переменного тока 6. При движении

Таблица 1 – Химический состав титанового сплава ВТ3-1

Содержание легирующих элементов, % (по массе), остальное – Ti										
Al	Mo	Zr	Cr	Si	Fe	O	H	N	C	Др. элементы
5,5 ± 7,0	2,0 ± 3,0	0,5	0,8 ± 2,0	0,15 ± 0,40	0,2 ± 0,7	0,15	0,015	0,05	0,1	0,3

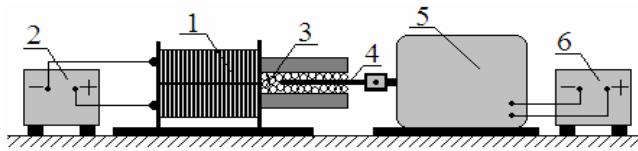


Рис. 2. Функциональная схема экспериментальной установки для обработки деталей шариками в магнитном поле:

1 – электромагнит; 2, 6 – источник тока; 3 – стальные шарики марки ШХ15; 4 – обрабатываемая деталь; 5 – генератор механических колебаний

детали через рабочую среду стальные шарики обкатываются по поверхности детали, оказывая при этом определенное контактное давление. В результате контактной нагрузки материал поверхностного слоя испытывает многократное пластическое деформирование, вследствие чего происходит формирование остаточных напряжений.

Использовался магнитопровод с квадратным сечением площадью $S = 35 \times 35 \text{ mm}^2$. Индукция магнитного поля в рабочей зоне электромагнита без стальных шариков составляла $B = 0,32 \text{ Тл}$. Поступательное колебание обрабатываемых лопаток осуществлялось в среде шариков из стали ШХ15 переменного диаметра ($d_{\max} = 2,2 \text{ мм}$). Частота колебаний лопатки составляла $v = 50 \text{ Гц}$, амплитуда колебания $a = 2,5 \text{ мм}$. Суммарное время обработки составляло 30 минут.

Рентгенодифрактометрические измерения остаточных напряжений до и после обработки выполнялись на дифрактометрах ДРОН-3 и ДРОН-3М с использованием излучений от рентгеновских трубок с медным и кобальтовым анодами соответственно. В качестве линий монохроматического излучения были выбраны $\text{Co } K_{\beta}$ ($\lambda = 1,62075 \text{ ЭВ}$) и $\text{Cu } K_{\beta}$ ($\lambda = 1,39217 \text{ ЭВ}$). Для определения остаточных макроскопических напряжений применяли метод « $2\theta - \sin^2\psi$ », где ψ – угол Вульфа-Брэгга, θ – угол между нормалями к отражающей плоскости и к поверхности образца. Анализировалась линия (213) α -титана.

Исследовались 2 серии образцов. В таблице 2 приведены усредненные (по 5 образцам каждой серии) значения остаточных напряжений.

Для оценки глубины χ проникновения рентгеновского пучка в образец использовали формулу [2, 3]:

$$\chi = U_X \cdot \frac{\sin \theta}{2\mu}, \quad (1)$$

где U_X – коэффициент, зависящий от выбранной величины той части интенсивности рассеянных лучей, которая обеспечивает получение информации от слоя χ ; θ – угол наклона поверхности образца к падающему рентгеновскому лучу; μ – линейный коэффициент поглощения рентгеновских лучей.

Для 75% интенсивности рассеянных слоем лучей, величина коэффициента U_X согласно имеющимся данным в справочной литературе [2, 3] равна 1,39.

Для сплавов со сложным химическим составом линейный коэффициент поглощения μ рассчитывают по формуле [2, 3]:

$$\mu = \sum \mu_i^* \cdot \rho_i \cdot c_i, \quad (2)$$

где μ_i^* – массовый коэффициент ослабления излучения химическим элементом состава стали; ρ_i – плотность химического элемента; c_i – массовая доля химического элемента в составе сплава титана.

В виду того, что наш исследуемый титановый сплав ВТ3-1 на ≈ 90 масс. % состоит из Ti (табл. 1), то, используя значения массовых коэффициентов поглощения титана [3]:

$\mu_m = (\mu / \rho)_{Ti} = 226 \text{ см}^2/\text{г}$ для излучения $\text{Co } K_{\beta}$;

$\mu_m = (\mu / \rho)_{Ti} = 151 \text{ см}^2/\text{г}$ для излучения $\text{Cu } K_{\beta}$,

и зная плотность титана $\rho = 4,5 \text{ г}/\text{см}^3$, из соотношения $\mu_m = \mu / \rho$ находим значение линейного коэффициента поглощения μ для разных изучений:

$$\mu(\text{Co } K_{\beta}) = 1017 \text{ см}^{-1},$$

$$\mu(\text{Cu } K_{\beta}) = 679,5 \text{ см}^{-1}.$$

Таблица 2 – Результаты дифрактометрических измерений остаточных макронапряжений в образцах из сплава титана ВТ3-1 до и после упрочняющей обработки стальными шариками в магнитном поле

Серия образцов, режим обработки	у, МПа			
	Измерения в поперечном направлении		Измерения в продольном направлении	
	вCo	вCu	вCo	вCu
I, после вакуумного отжига $P = (6,3 \pm 0,5) \cdot 10^{-5} \text{ Па}$, $t = (800 \pm 3) \text{ }^{\circ}\text{C}$ в течение трех часов	39	21	24	19
I, время обработки 30 минут	-515	-481	-778	-695
II, после вакуумного отжига $P = (6,3 \pm 0,5) \cdot 10^{-5} \text{ Па}$, $t = (800 \pm 3) \text{ }^{\circ}\text{C}$ в течение трех часов	12	-5	-23	17
II, время обработки 30 минут	-496	-452	-723	-659

Теперь, пользуясь выражением (1), зная табличные значения длин волн для кобальтового и медного излучений [3], легко определить глубину проникновения χ . Вычисления проводились для линии (213) α -титана (табл. 3).

Как видно из таблицы 3, наблюдается хорошее согласование теории и эксперимента: для излучения Со K_{β} , обладающего меньшей проникающей способностью, значения измеренных остаточных макронапряжений оказались большими, чем при использовании Cu K_{β} -излучения, и наоборот. Установленные закономерности наблюдаются как для продольного направления измерения, так и для поперечного.

Сравнивая полученные данные для макронапряжений (табл. 2) с результатами работы [4] для лопаток компрессора газотурбинного двигателя (ГТД), легко заметить, что существенную роль в формировании плосконапряженного состояния поверхностного слоя играет форма обрабатываемых образцов, а также размер стальных шариков. Обработка образцов в форме плоской одинарной лопатки в среде шариков переменного диаметра дает наилучшие по-

казатели. Обнаруженные закономерности можно объяснить тем, что мелкие шарики, очевидно, заполняют промежутки между более крупными, увеличивается площадь контактного взаимодействия сопряжения «шарик – поверхность», снижается число микровыступов шероховатости, глубина залегания макронапряжений увеличивается. Кроме того, плоская лопатка, в отличие от лопатки компрессора ГТД, имеющей сложный профиль поверхности, при своем поступательном движении не нарушает однородность среды из стальных шариков, хорошая площадь контактного взаимодействия сохраняется на протяжении всего времени обработки.

Выводы

Предложен экспериментально-расчетный метод построения эпюор распределения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя металлов и сплавов, основанный на использовании двух и более рентгеновских трубок с различным материалом анода; преимущество предложенного метода заключается в возможности проводить сплошной контроль деталей машин без нарушения формы, структуры и свойств их поверхностной области.

Таблица 3 – Глубина поглощения рентгеновского пучка сплавом титана ВТ3-1

Материал анода	Длина волны λK_{β} , Е	$\mu_m = (\mu / \rho)$, см ² /г	μ , см ⁻¹	2θ , град	χ , мкм
Co	1,62075	226	1017	165	6,8
Cu	1,39217	151	679,5	137	9,5

Список литературы

- Способ зміцнюючої обробки деталей машин кульками у магнітному полі / С. В. Лоскутов, Г. В. Пухальська, С. В. Сейдаметов. – Патент № 31103, В24В 39/00, С21D 7/00 від 25.03.2008, Бюл. № 6, 2008 р.
- Миркин Л. И. Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов. Справочник / Л. И. Миркин. – М. : Машиностроение, 1979. – 132 с.
- Миркин Л.И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов / Л. И. Миркин
- Лоскутов С. В., Сейдаметов С. В., Ершов А. В., Золотаревський І. В. Методика побудови епюор розподілу залишкових напружень по глибині поверхневого шару металів і сплавів кин. – М. : Фізматгіз, 1961. – 863 с.
- Лоскутов С. В. Влияние обработки лопаток ГТД стальными шариками в магнитном поле на структуру поверхностного слоя / С. В. Лоскутов, С. В. Сейдаметов, Г. В. Пухальская // Материалы трудов 10-й юбилейной междунар. науч.-практич. конф. «Технологии ремонта, восстановления и упрочнения деталей машин, механизмов, оборудования, инструмента и технологической оснастки». – Санкт-Петербург. – 2008. – С. 272–279.

Поступила в редакцию 18.03.2011

Лоскутов С.В., Сейдаметов С.В., Ершов А.В., Золотаревський І.В. Методика побудови епюор розподілу залишкових напружень по глибині поверхневого шару металів і сплавів

Запропоновано експериментально-розрахунковий метод побудови епюор розподілу залишкових напружень по глибині поверхневого шару металів і сплавів, заснований на використанні двох і більше рентгенівських трубок з різним матеріалом анода. Проведена апробація запропонованого способу на сплавах титану ВТ3-1 після зміцнюючої обробки сталевими кульками в магнітному полі.

Ключові слова: рентгеноструктурний аналіз, залишкові макронапруження, поверхневий шар, епюри, поверхневе пластичне деформування

Loskutov S., Seidametov S., Ershov A., Zolotarevsky I. The method for constructing of distribution diagrams of residual stresses on the depth of the surface layer of metals and alloys

An experimental-computational method for constructing of distribution diagrams of residual stresses on the depth of the surface layer of metals and alloys based on the use of two or more X-ray tubes with different anode materials was proposed. The approbation of the proposed method was made on the titanium alloys VT3-1 after the hardening treatment of steel balls in a magnetic field.

Key words: X-ray analysis, residual macrostresses, surface layer, distribution diagrams, surface plastic deformation.

УДК 621.923

Д-р техн. наук В. В. Гусев, д-р техн. наук Л. П. Калафатова, А. Л. Медведев

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк

УПРАВЛЕНИЕ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТЬЮ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ КАК ФАКТОР ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КЕРАМИКИ

В статье рассмотрены закономерности изменения режущей способности алмазных абразивных кругов при шлифовании технической керамики и при их правке полусвязанным абразивом. Скорость восстановления режущей способности определяется интенсивностью линейного износа шлифовального круга при правке, которая зависит от режима процесса правки.

Ключевые слова: техническая керамика, шлифование, износ алмазных кругов, правка полусвязанным абразивом, режим правки, режущая способность инструмента.

Введение

В настоящее время изделия из технической керамики (ТК) применяются практически во всех отраслях промышленности. В аэрокосмической технике, например, для производства обтекателей ракет используют такие виды материалов как кварцевая и алюмосиликатная керамика, ситаллы – разновидность стеклокерамики. Из различных видов керамики также производят: тигли, муфели под электропечи, футеровки индукционных печей, лабораторную термостойкую и коррозионностойкую посуду, изоляторы, высоковольтные предохранители, износостойчивые элементы машин, узлы трения, мелющие тела, режущие инструменты и т. д. В связи с разнообразием изделий требования, предъявляемые к их эксплуатационным характеристикам, также различны. Это, прежде всего, устойчивость к большим нагрузкам, износостойчивость, высокие прочностные характеристики, стойкость к резким перепадам температур (вплоть до термоудара), высокие требования по аэродинамике и т. д.

Техническая керамика относится к категории труднообрабатываемых хрупких неметаллических материалов и механически обрабатывается преимущественно алмазным шлифованием. Технологические процессы механической обработки изделий из ТК предусматривают выполнение большого объема получистовых и чистовых операций – алмазного шлифования, полирования, алмазной доводки. Продолжительность финишных операций зависит от глубины и структуры дефектного слоя, который образуется на предыдущих технологических операциях и переходах и должен быть сведен к минимуму в готовом изделии, так как его наличие ухудшает эксплуатационные характеристики изделий. Таким об-

разом, эффективность процессов механической обработки ТК связана с повышением производительности черновых операций, при условиях обеспечения дефектного слоя такой глубины и структуры, которые гарантируют минимальную продолжительность финишных операций.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований [1] свидетельствуют о том, что при абразивной обработке хрупких материалов, такие параметры дефектности обработанной поверхности как размеры, плотность, глубина проникновения дефектов, большие поверхностные напряжения в значительной степени определяются уровнем и направлением силового воздействия на материал при резании. Важным фактором, влияющим на ситуацию в зоне резания, является состояние рабочей поверхности алмазных кругов и их режущая способность, которая постоянно меняется во время обработки ТК [1, 2]. Так, например, при черновом шлифовании ситаллов алмазные круги через 5–10 минут эксплуатации практически теряют свою режущую способность, что связано с повышенными твердостью и прочностью обрабатываемого материала.

Состояние рабочей поверхности алмазных кругов (РПК) определяется геометрической формой вершин зерен и плотностью их распределения по глубине рабочего слоя инструмента. Износ зерен при обработке изделий из керамики и затупление кругов сопровождается значительным ростом сил резания, особенно радиальной составляющей, которая может возрастать в 2–4 раза по сравнению с работой острым кругом. При этом увеличивается дефектность поверхностного слоя обрабатываемых изделий. Таким образом, при достижении силой резания (ее нормальной составляющей) предельного значения, определяемого

из условий обеспечения требуемых параметров качества поверхностного слоя изделий, необходимо осуществлять управляющее воздействие на рабочую поверхность круга, восстанавливая его режущую способность, т. е. производить правку инструмента.

Вопросам правки алмазных шлифовальных кругов посвящено значительное количество исследований [3, 4]. В данное время наиболее известны следующие основные способы правки: электроэрозионные, электрохимические способы, основанные на электрическом и электрохимическом влиянии на связку алмазных кругов, способы механической правки кругов. Несмотря на общепризнанные достоинства электроэрозионного способа правки, необходимо отметить и присущие ему недостатки. К ним относятся: обязательная модернизация технологического оборудования, сложность реализации в производственных условиях, большие энергозатраты, сложность при соблюдении правил техники безопасности в условиях повышенной влажности в зоне работы станочника и наличия в ней же источника электрических разрядов большой силы тока, невозможность использования способа для кругов на неметаллической связке.

Альтернативой электроэрозионному способу правки являются многочисленные механические способы правки, определяемые многообразием операций механического воздействия правящего инструмента на алмазный инструмент. Все эти способы направлены на исправление геометрии инструмента, который подвергается правке, и создание необходимого микропрофиля рабочей поверхности круга (РПК).

На кафедре металлорежущих станков и инструментов ДонНТУ был разработан новый способ правки алмазных шлифовальных кругов (ШК) – правка полусвязанным и свободным абразивом [5]. Главным отличием такой правки является целенаправленное внешнее воздействие абразивных зерен на связку ШК, осуществляющих как удаление изношенных и высвобождение острых алмазных зерен на режущей поверхности круга, так и исправление геометрии (макропрофиля) кругов. При этом увеличение развитости микропрофиля инструмента приводит к благоприятному перераспределению давлений на режущих зернах и, как следствие, уменьшению дефектности обработанной поверхности.

Целью настоящего исследования является определение основных закономерностей изменения режущей способности алмазных шлифовальных кругов при правке полусвязанным абразивом.

Методика исследований

Для исследований использовался алмазный круг 1A1200x76x10250/200 A2-4-M2-01, подвер-

гавшийся периодической правке полусвязанным абразивом [5], с использованием специального устройства для правки. Правка осуществлялась следующим образом [6]. К шлифовальному кругу, который вращается на рабочей скорости, подводят до соприкосновения чугунный притир, повторяющий профиль правящегося круга. Притиру придается возвратно-поступательное движение вдоль образующей инструмента со скоростью 0,015–0,0175 мм/с. В зону контакта инструмента и притира подается абразив в полусвязанном состоянии – в виде бруска, состоящего из 70 % абразива и 30 % гипса, который, разрушаясь под воздействием ШК, попадает в контакт между притиром и РПК. В качестве правящего абразива использовался карбид кремния зеленого F 60 (размер зерна 250–315 мкм). Интенсивность вышлифования связки инструмента и материала притира определяется размером абразивных частиц, объемом подаваемого абразива и величиной зазора между инструментом и притиром. В свою очередь, зазор в процессе правки формируется автоматически при заданных значениях подачи притира, скорости вращения ШК и условий подачи абразива.

Для оценки изменений в состоянии РПК при правке производились измерения режущей способности круга W и его радиального износа ΔL . Режущая способность ШК измерялась при реализации упругой схемы шлифования, путем поджатия образца из ситалла АС-370 ($K_{1c} = 2,1 \pm 0,1$ МПа·м $^{1/2}$) к поверхности ШК с постоянным усилием 41,5 Н.

Измерения радиального износа ШК производились в 6-ти точках при помощи специального приспособления по разработанной методике [6]. Погрешность определения величины радиального износа не превышала 3 мкм.

При проведении экспериментальных исследований изучалось изменение режущей способности ШК W и его радиального износа ΔL в зависимости от времени правки τ (с интервалом 60–120 с) при определенных скоростях подачи притира и абразивного бруска.

Обсуждение результатов

Степень износа алмазного абразивного инструмента при шлифовании керамики и уровень режущей способности РПК в значительной степени зависят от объема удаленного (сошлифованного) материала. На рис. 1 приведена зависимость линейного износа ΔL алмазного круга от объема сошлифованного материала V при обработке образцов ситалла АС-370.

Как видно из представленного графика, при увеличении объема технической керамики V , удаленного с поверхности заготовки шлифовальным кругом, возрастает его линейный износ. При этом,

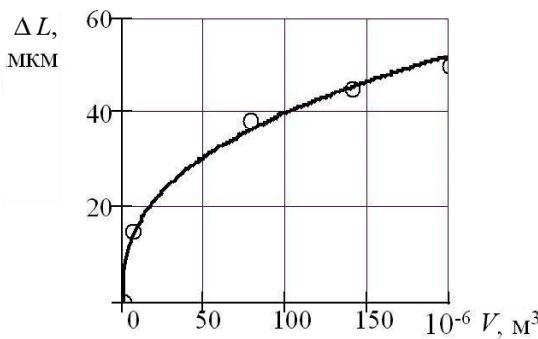


Рис. 1. Зависимость линейного износа круга ΔL от объема удаленного материала V

зависимость износа шлифовального круга от объема удаленного материала имеет нелинейный характер, который адекватно может быть описан степенной зависимостью. В начальный период работы круга ($V = 50 \dots 100 \text{ м}^3$) интенсивность износа наибольшая. Это связано с активным разрушением зерен наиболее выступающих из связки, на которые приходятся максимальные сечения единичного среза обрабатываемого материала, что сопровождается возникновением максимальных сил резания.

При работе алмазного круга имеют место четыре вида процессов, оказывающих влияние на его работоспособность и состояние РПК: истирание зерен об обрабатываемую поверхность с образованием площадок износа; хрупкое разрушение зерен микроскалыванием; вырывание зерен из связки; вышлифовывание связки стружкой, которая совместно с СОТС образует абразивный поток. С увеличением объема удаленного кругом обрабатываемого материала уменьшается глубина РПК, распределение вершин зерен по высоте рабочей поверхности изменяется и приобретает правостороннюю асимметрию, площадки износа на поверхности зерен возрастают [6]. Все это приводит к увеличению составляющих силы резания.

Режущая способность ШК уменьшается (рис. 2, а). Нормальная составляющая силы резания P_y возрастает быстрее тангенциальной P_z , что приводит к уменьшению коэффициента абразивного резания K_a (рис. 2, б).

Рост нормальной составляющей силы резания сопровождается увеличением доли крупных дефектов в формируемом при шлифовании поверхностном слое материала [2, 6], что отрицательно сказывается на качестве изделий и их прочностных характеристиках.

Для восстановления режущей способности алмазного ШК был использован метод правки полусвязанным абразивом. Как показали иссле-

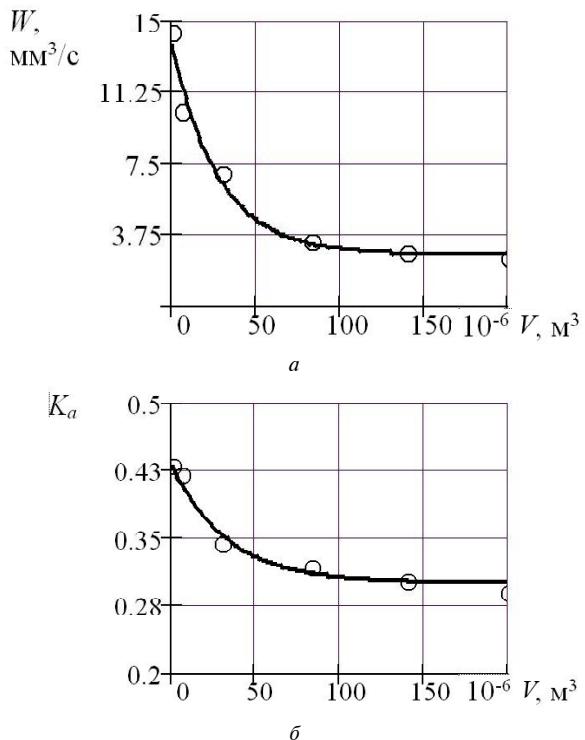


Рис. 2. Влияние объема удаленного материала припуска V на изменение режущей способности алмазного круга W (а) и изменение коэффициента абразивного резания K_a (б)

дования, при правке износ круга, сопровождающий процесс правки, адекватно описывается линейной зависимостью (рис. 3, а) при неизменной скорости подачи притира и абразивной суспензии. На рисунке пунктирной линией показаны границы доверительного интервала при уровне значимости 0,1.

По мере удаления алмазоносного слоя режущая способность ШК возрастает (рис. 3, б), достигая предельного значения W_{np} при времени правки (τ_1 или τ_2), зависящего от начального значения режущей способности круга перед правкой W_h , обусловленного степенью его износа.

Изменение режущей способности круга от времени правки может быть адекватно описано следующей зависимостью:

$$W(\tau) = \frac{1}{a \cdot \exp(-b\tau - c)} + \frac{1}{W_{np}}, \quad (1)$$

где a – коэффициент, зависящий от свойств обрабатываемого материала и характеристики инструмента, определяет нижнюю границу режущей способности ШК при принятых условиях обработки;

b – коэффициент, зависящий от технологического регламента правки, определяет интенсивность правки;

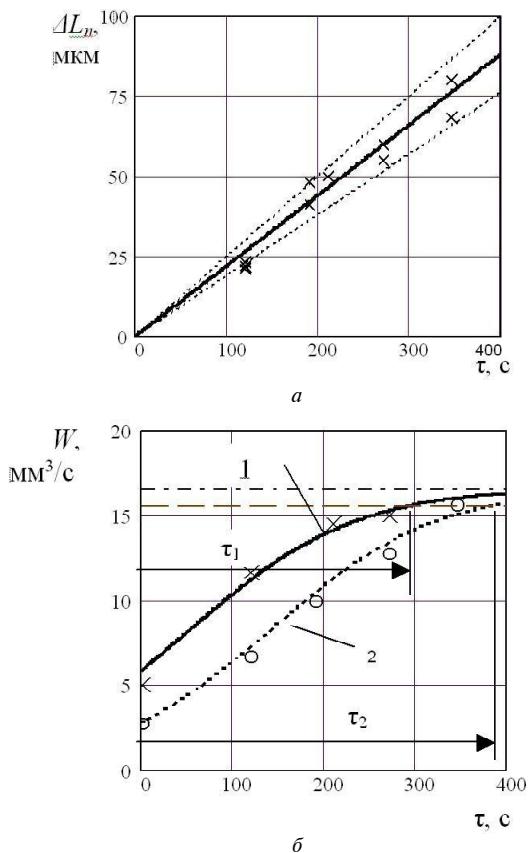


Рис. 3. Влияние времени правки τ свободным абразивом на: а – линейный износ ΔL_n круга при правке; б – полученную режущую способность круга при его различной режущей способности W_h перед правкой: 1 – $W_h = 5 \text{ mm}^3/\text{s}$; 2 – $W_h = 2,75 \text{ mm}^3/\text{s}$

c – коэффициент, зависящий от исходного состояния РПК перед правкой (степени его износа), определяет длительность времени правки, необходимую для достижения кругом предельной режущей способности;

W_{np} – предельная режущая способность круга при принятых условиях ее определения, зависящая от характеристики круга и физико-механических свойств обрабатываемого материала.

Параметры a , b , c , W_{np} определяются экспериментальным путем для конкретных условий обработки и правки.

Предельная режущая способность используемого ШК при обработке ситалла АС-370 и среднем давлении 0,4 МПа на площади контакта обрабатываемого образца с кругом (штрихпунктирная горизонтальная линия на рис. 3, б) составляет $W_{np} = 16,4 \text{ mm}^3/\text{s}$. Примем в качестве критерия, ограничивающего продолжительность правки, время достижения режущей способности круга значения $0,95 W_{np}$ (на рис. 3, б горизонтальная штриховая линия). Назовем это значение граничным значением режущей способности круга.

Таким образом, необходимо найти рациональный период времени между правками шлифовального круга при обработке технической керамики. Представим график, описывающий изменение режущей способности круга за исследуемое время обработки при шлифовании с периодическими воздействиями на РПК (правка свободным абразивом), осуществляется одновременно с обработкой детали, как чередование определенных периодов (рис. 4).

Промежуток времени $0 - \tau_1$ представляет собой длительность работы предварительно заправленного круга T' до начала правки свободным абразивом с целью восстановления режущей способности РПК. Он содержит период приработки $0 - \tau_{np}$, характеризуемый быстрой потерей режущей способности за счет выпадения из связки наиболее выступающих зерен, и период 1 длительностью $\tau_{np} - \tau_1$. В этот период режущая способность круга продолжает уменьшаться, но с меньшей интенсивностью.

Изменения текущей режущей способности круга $W_1(\tau)$ в периоды 1 и 3 на промежутках $0 - \tau_1$, $\tau_2 - \tau_3$ описываются экспоненциальной зависимостью:

$$W_1(\tau) = W_{pau} + \Delta W \cdot \exp(-\beta_9 \cdot \tau), \quad (2)$$

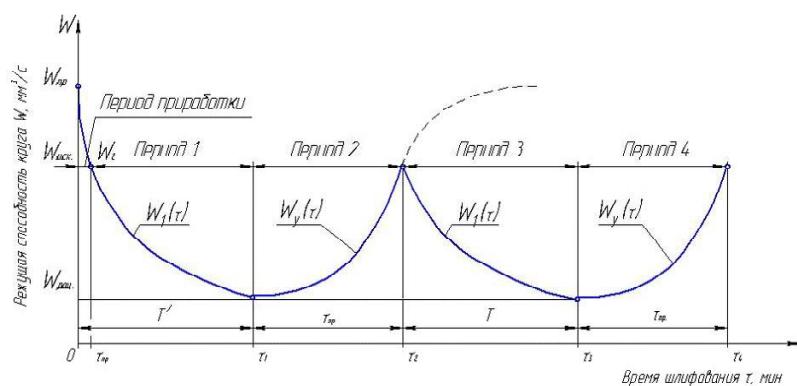


Рис. 4. Изменение режущей способности круга при шлифовании с периодическим управляющим воздействием свободного абразива на РПК

где W_{rau} – рациональная режущая способность круга, $\text{мм}^3/\text{мин}$, представляющая собой предельно допустимое, с точки зрения обеспечения заданного качества и точности формируемой поверхности изделия, значение режущей способности РПК;

ΔW – амплитуда снижения режущей способности круга, $\text{мм}^3/\text{мин}$; $\Delta W = W_{ucx} - W_{rau}$,

где W_{ucx} – исходная режущая способность круга, $\text{мм}^3/\text{мин}$;

β_9 – эмпирический коэффициент, 1/мин;

τ – продолжительность шлифования, мин.

В промежутки времени $\tau_1 - \tau_2$ и $\tau_3 - \tau_4$ (периоды 2 и 4) режущая способность РПК увеличивается в результате воздействия на нее свободного абразива, что представлено зависимостью (1).

В качестве критерия выбора условий периодического воздействия на РПК может быть использована удельная себестоимость обработки $C_{y\vartheta}$, представляющая собой отношение себестоимости процесса шлифования $C_{u\vartheta}$ к количеству материала припуска V_m , удаленного с обрабатываемой заготовки за это же время:

$$C_{y\vartheta} = \frac{C_{u\vartheta}}{V_m}. \quad (3)$$

В структуру $C_{u\vartheta}$, помимо прочих расходов, входят затраты на правку и расход алмазного инструмента, сопровождающий процесс управления режущей способностью РПК.

Эффективность предложенного способа может быть подтверждена следующим примером. Применение описанного способа правки, в сочетании с конструкцией устройства для его реализации, при шлифовании многогранных неперетачиваемых пластин из минералокерамики кругами на бакелитовой связке позволило при минимальном расходе алмазоносного слоя инструмента увеличить количество пластин, выпускаемых между правками, по сравнению со способом правки кругов алмазными брусками на 50 %, при улучшении качества обрабатываемой поверхности в 1,5 раза и минимальных дополнительных затратах.

Выводы

Высокоэффективные способы правки алмазного инструмента при шлифовании труднообрабатываемых материалов являются неотъемлемой частью технологического процесса их обработки.

В качестве такого способа правки, при шлифовании кругами с различными типами связок, может быть эффективно использован способ на основе применения свободного или полусвязанного абразива. Этот способ позволяет интенсифицировать процесс правки с минимальной затратой абразивного материала. Благодаря направленному и более щадящему воздействию абразивного порошка на режущие алмазные зерна, подаваемого в определенную зону контакта притира и круга, этот метод более продуктивен и эффективен по сравнению с другими видами правки абразивными инструментами и более универсален по сравнению с электроэррозионным способом правки, так как может быть использован для правки алмазных кругов на любой связке. Необходимы дальнейшие исследования по выбору рациональных условий правки, выбору скоростей подачи притира и абразивного бруска.

Список литературы

1. Калафатова Л. П. Особливості механічної обробки виробів із крихких неметалевих матеріалів / Л. П. Калафатова // Процеси механічної обробки в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Житомир : ЖДТУ, 2007. – Вип. 5 : в 2-х ч. – Ч. 1. – С. 72–87.
2. Гусев В. В. Обеспечение эксплуатационных характеристик изделий из конструкционной керамики на стадии их производства / В. В. Гусев, Л. П. Калафатова // Сучасні технології у машинобудуванні: зб. наук. стат. – Харків : НТУ «ХПІ». – 2006. – Т. 2. – С. 334–346.
3. Чачин В.Н. Профилирование алмазных шлифовальных кругов / В. Н. Чачин, В. Д. Дорofeev – Минск : Наука и техника, 1974. – 160 с.
4. Пахалин Ю. А. Алмазное контактно-эррозионное шлифование / Ю. А. Пахалин. – Л., Машиностроение, 1985. – 178 с.
5. Деклараційний патент на корисну модель 3838 UA, 7 B24B53/00 Способ правки абразивного інструмента / Калафатова Л.П., Поїзд С.А., Шевченко В.А. (Україна) – №2004032137/К ; заявл. 23.03.04 ; опубл. 15.12.04, Бюл. №12.
6. Гусев В. В. Закономерности изменения режущей способности алмазных шлифовальных кругов при правке свободным и полусвязанным абразивом / В. В. Гусев, А. Л. Медведев // Наукові праці ДонНТУ. Сер. Машинобудування і машинознавство : зб. наук. пр. – Донецьк : ДонНТУ, 2009. – Вип. 6 (154). – С. 41–48.

Поступила в редакцию 30.06.2011

Гусев В.В., Калафатова Л.П., Медведев А.Л. Керування різальною здатністю алмазних кругів як фактор підвищення ефективності шліфування виробів з кераміки

У статті розглянуті закономірності зміни різальної здатності алмазних абразивних кругів при шліфуванні технічної кераміки і при їх правці напівзв'язаним абразивом. Швидкість відновлення різальної здатності відзначається інтенсивністю лінійного зносу шліфувального круга під час правлення, яка залежить від режиму процесу правлення.

Ключові слова: технічна кераміка, шліфування, знос алмазних кругів, правлення напівзв'язаним абразивом, режим правлення, різальна здатність інструменту.

Gusev V., Kalafatova L., Medvedev A. Management of cutting capacity of diamond wheels as a factor in increasing the efficiency of grinding ceramics products

The article describes the patterns of change in the cutting ability of diamond abrasive wheels during grinding of technical ceramics and for their dressing by semifree abrasive. The rate of reduction of cutting ability is determined by the intensity of linear wear of the grinding wheel with the dressing, which depends on the mode of dressing.

Key words: technical ceramics, grinding, wear of diamond wheels, dressing by semifree abrasive, mode of dressing, cutting capacity of the tool.

Канд. техн. наук Е. П. Бабенко, О. М. Шаповалова

Днепропетровский национальный университет имени Олеся Гончара, г. Днепропетровск

ПРЕВРАЩЕНИЯ ПРИ НАГРЕВЕ В ТИТАНОВЫХ ПОРОШКАХ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА

В работе проведены исследования титановых порошков промышленного электролитического способа производства при нагреве в атмосфере печи. Установлено, что насыщение порошков газами имеет синусоидальный характер. Изучены дифференциально-термогравиметрические характеристики титановых порошков при нагреве до температуры полиморфного превращения и охлаждения. Определены интервалы температур насыщения и дегазации порошков титана при нагреве.

Ключевые слова: титановые порошки, нагрев, охлаждение, электролитический способ производства, насыщение газом, дифференциально-термогравиметрический анализ.

Способы получения полуфабрикатов или изделий из порошков титана сопровождаются повышением температуры и выдержкой при температуре спекания. Это всегда приводит к увеличению плотности образца, возможному росту зерна, изменению структуры и механических свойств готового изделия, которое нельзя получить обычным методом литья.

Для управления свойствами спеченных изделий из титановых порошков к технологии их получения предъявляют общие требования, как и для всех порошков. Кроме того, имеются и специфические требования – это особенности, обусловленные свойствами исходных титановых порошков.

Свойства спеченных изделий из титановых порошков зависят от способа производства, химического состава порошка, формы, структуры частиц.

Как установлено [1–2], скорость поглощения газов титановыми порошками зависит от многих факторов, которые описаны в литературе. Однако, в литературе [3, 4] недостаточно освещена связь способа производства порошка с влиянием температуры нагрева при спекании деталей на свойства и структуру готового изделия. Вместе с тем, эти данные важны при спекании конструкционных изделий из титановых порошков или создании композитов, которые представляют научный и практический интерес.

Для сравнительного исследования были взяты порошки одного способа производства, полученные электролизом в промышленных условиях. Содержание газовых примесей в исследованных порошках оказалось различным (рис. 1).

Как видно, содержание примесей внедрения в титановых порошках электролитического способа производства колеблется от 0,031 до 0,333 %,

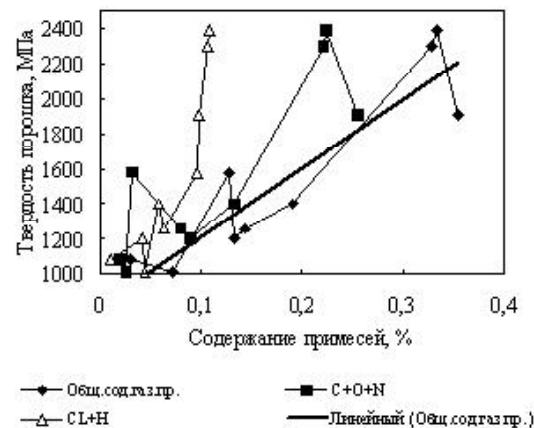


Рис. 1. Изменение содержания примесей внедрения в титановых порошках промышленного электролитического способа производства

т. е. разброс больше чем в 10 раз. Твердость титановых порошков монотонно растет в зависимости от роста содержания примесей внедрения. Поскольку эти порошки имеют промышленное применение и конструкционные изделия спекают в основном из них, то для правильного выбора режима спекания необходимо знать как примеси внедрения, зависящие от способа производства титанового порошка, будут влиять на температуру спекания.

Исследованиями [5–6] показано, что титановые порошки поглощают газы уже при комнатной температуре, и скорость абсорбции увеличивается с ростом температуры нагрева. С целью установления поглощения газовых примесей порошком, а в частности водорода и кислорода, проведены исследования на дериватографе Q-1500D системы Паулик-Паулик ЭРДЕЙ фирмы МОМ–Венгрия, где термопара была изготовлена из платино-платинородиевого сплава.

Микротвердость в сечении частиц порошков колебалась от 1070 до 1260 МПа. Поверхность частиц была покрыта защитной пленкой, что подтверждает его высокую активность к газам (рис. 2 а, б). При очень больших увеличениях пленка состояла из оксидов, гидридов или их сложных соединений с остатками солей электролизного производства (рис. 2 в, г) и обладала недостаточной механической прочностью, легко разрушалась под действием напряжений в местах резких переходов рельефа поверхности частиц.

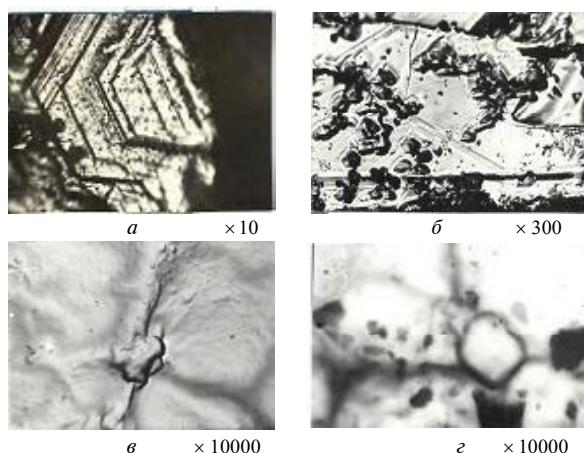


Рис. 2. Окисление и присутствие солей на поверхности частиц порошка

Нагревали порошки до температуры 1000 °С, т. е. выше температуры полиморфного превращения в течение 200 мин, а затем охлаждали. Как показали термогравиметрические исследования, титановые порошки неоднозначно ведут себя во всем интервале нагрева. Это зависит, прежде всего, от содержания газовых примесей в них (рис. 3).

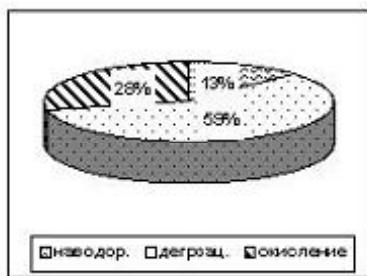


Рис. 3. Изменение интервалов температуры на стадиях нагрева титановых порошков

При этом было экспериментально зафиксировано три температурных интервала, в каждом из которых установлено изменение количества массы порошка и физико-химических характеристик его. Все они связаны с изменением массы порошка, т. е. поглощением или выделением газовых примесей.

В каждом температурном интервале порошок нагревался с различной скоростью. Происходили прямо противоположные процессы насыщения газами и дегазации частиц титановых порошков.

Первый интервал (20–320 °С) – насыщение титановых порошков атомами водорода, остатками воды, солей или их ионами. Продолжительность по времени 5–15 мин, а температура изменяется от 20 °С до 320 °С. Все будет зависеть от содержания газовых примесей, находящихся на поверхности частицы. При этом масса пробы может увеличиться от 0 мг до 0,4 мг за счет продвижения тех атомов внедрения, которые находились на поверхности, вглубь частицы. Кривая ДТА в этом интервале температур имеет экзотермический пик (выделение тепла), который характеризуется положительным значением (разницей между температурой исследуемого образца и температурой эталона). В некоторых случаях в этом интервале температур есть возможность появления второго экзотермического пика (рис. 4).

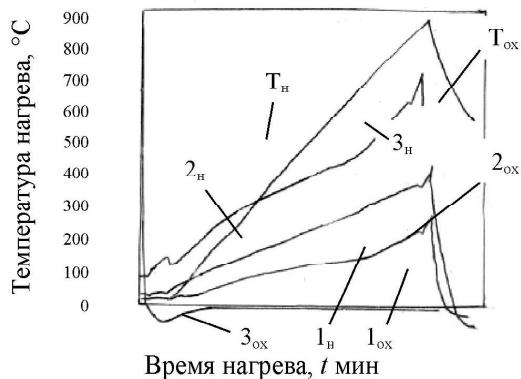


Рис. 4. Кривые ДТА электролитического титанового порошка разной твердости:
 1_h – нагрев, 1_{ox} – охлаждение (титановый порошок твердостью 1030 МПа);
 2_h – нагрев, 2_{ox} – охлаждение (титановый порошок твердостью 1160 МПа);
 3_h – нагрев, 3_{ox} – охлаждение (титановый порошок твердостью 1340 МПа)

Высота пика составляет 3–10 мм. Видимо, это связано с гидрометаллургической обработкой порошков, насколько хорошо были они промыты и какие соли остались на поверхности частиц. Если остатки – соли натрия, магния, то при низких температурах они переходят из аморфного в кристаллическое состояние, которое затем разлагается, что отмечено на графике появлением эндотермического пика (поглощение тепла, когда температура образца падает ниже температуры эталона). Температура перехода от одного эффекта к другому зависит от содержания количества примесей внедрения на поверхности частиц и их быстроте продвижению вовнутрь частицы (рис. 5). С повышением температуры нагрева разница температур между исследуемым образцом и эталоном увеличивается.

В порошках с большей твердостью, а значит большим содержанием примесей внедрения, мож-

но обнаружить два-три эндотермических пика, которые указывают на то, что при росте температуры происходят на поверхности разные процессы: разложение воды или солей на ионы, испарение или взаимодействие их с металлом. Одни ионы начинают диффундировать вглубь частицы, другие — как ионы водорода, за это время успевают частично дегидрировать, третьи — как кислород, образуют с металлом ковалентную связь. Высота пиков при этом будет расти.

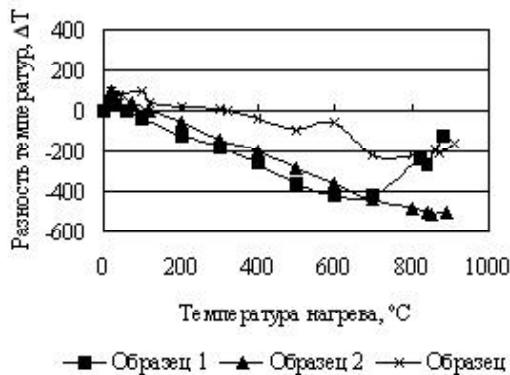


Рис. 5. Кривые скорости нагрева титановых порошков электролитического способа производства:
образец 1 — титановый порошок твердостью 1030 МПа;
образец 2 — титановый порошок твердостью 1160 МПа;
образец 3 — титановый порошок твердостью 1340 МПа

Дифференциальный термический анализ сочетают с рентгенографическими исследованиями. При этом установлено, что искажение параметров решетки титана происходит тем сильнее, чем выше содержание газовых примесей и температура нагрева порошка. Такое изменение параметров решетки металла растет до определенной степени, пока не наступит разрыв атомных связей поверхностного слоя в решетке титана с основным металлом. Действительно установлены изменения как в размерах интерференционных линий исследуемых фаз, так и в фазовом составе. С увеличением температуры нагрева интерференционные линии изучаемых фаз смешались до 4° в сторону уменьшения угла отражения рентгеновского луча (рис. 6). Такое смещение может быть вызвано значительными искажениями кристаллографических ориентированных плоскостей в решетке $\alpha\text{-Ti}$ и образованием новых фаз на поверхности частицы: TiO_2 и TiH , что подтверждено появлением эндотермических пиков на дериватограмме. Одновременно изменяются размеры интенсивности линий, отраженных рентгеновских лучей от разных кристаллографических плоскостей.

Рентгенографический анализ титанового порошка, как и сплава титана, имеет ряд особенностей:

- большое количество линий на рентгенограмме, полученных в стандартных излучениях;
- близость и совпадение линий различных фаз.

Атомы примесей внедрения, располагаясь в октаэдрических порах боковых граней кристаллической решетки титана или в дефектных местах, увеличивают параметр « c » решетки.

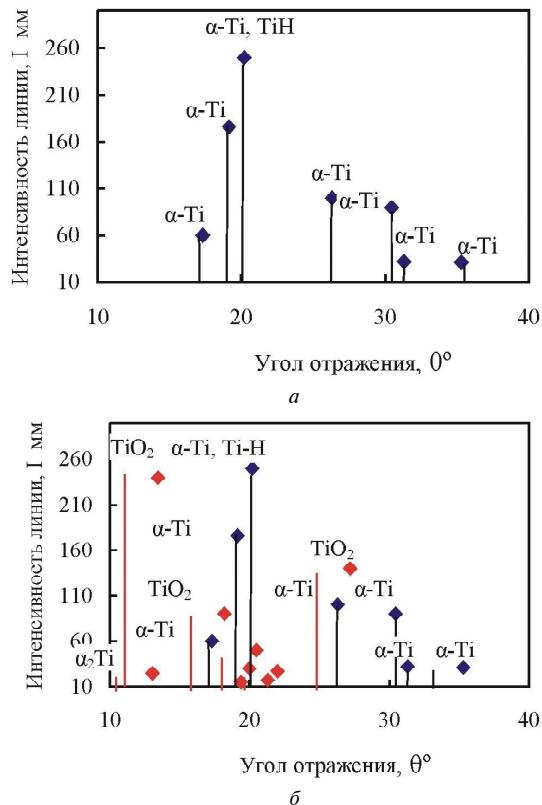


Рис. 6. Расщепление интерференционных линий и появление новых фаз при нагреве:
а — порошок до нагрева; *б* — порошок после нагрева в атмосфере печи

Порошок состоит из сростков кристаллов, имеющих субзеренную структуру. Сростки имеют большую протяженность границы зерна, где сконцентрировано много дефектов. Поэтому для насыщения таких кристаллов газами понадобится повышение температуры (рис. 7).

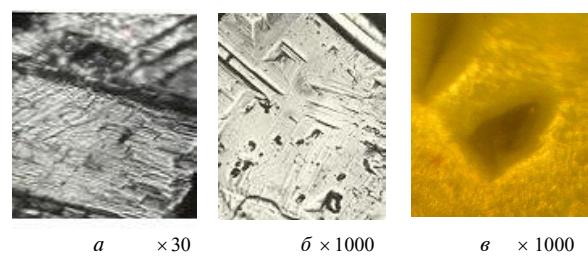


Рис. 7. Микроструктура титанового порошка на поверхности частиц:
а, *б* — до нагрева; *в* — после нагрева

Второй интервал ($110 - 680^{\circ}\text{C}$) – дегазация порошка. При этом происходило уменьшение массы пробы при достаточно длительном времени и одновременном повышении температуры. Такой широкий диапазон температуры связан с некоторым затруднением в освобождении октагидрических пор от атомов кислорода, азота и др. примесей внедрения, имеющих больший размер радиуса атома, чем сама пора в металле. Это соответствовало следующим показателям: дегазация продолжалась 96 мин, температура нагрева печи повысилась на $180^{\circ}\text{C} - 570^{\circ}\text{C}$, а масса порошка уменьшилась на 2,6 – 3,4 мг. Линия ДТА нагрева плавно росла. Масса пробы титанового порошка при дегазации уменьшается до $\approx 4,5\%$.

Третий интервал – насыщение порошка кислородом или окисление порошка ($580^{\circ}\text{C} - 900^{\circ}\text{C}$). Он характеризуется наличием как эндотермического, так и экзотермического пиков, которые указывают, что при температурах $700 - 900^{\circ}\text{C}$ происходят два противоположных процесса: один идет с поглощением тепла, а другой – с выделением. Во всех порошках процесс окисления начинается до температуры полиморфного превращения. Это можно объяснить тем, что в порошках присутствует достаточное количество 0,083% кислорода и 0,01% азота, которые повышают температуру перехода α - в β - фазу. Такое количество кислорода способно образовать с титаном при нагреве в атмосфере печи неустойчивые соединения TiO , Ti_2O , Ti_6O , имеющие очень низкую теплоту образования ($33,44 - 125,4 \text{ кДж/моль}$). В промышленных порошках образование неустойчивых соединений титана с кислородом продолжается и после остановки нагрева печи. Температурные интервалы окисления неравномерные, они зависят от содержания примесей в порошках. Скорость окисления их при этом составляет 10 град/мин. Установлено продолжение роста массы пробы, которое подтверждено дериватографическим методом и рентгенографическим определением фазового состава, образовавшегося на поверхности оксигидридного слоя, состоящего из TiO_2 , TiO , TiH (рис. 8). После нагрева и охлаждения титанового порошка микротвердость частиц основного металла составляла 1896 МПа, а газонасыщенного слоя – 16740 МПа.

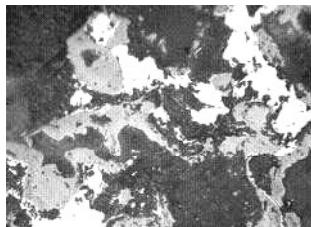


Рис. 8. Микроструктура электролитического титанового порошка после нагрева, $\times 300$

После нагрева титанового порошка в атмосфере печи на поверхности частиц образовались метастабильные α'' -фаза и α_2 - Ti . Мартенситная α'' -фаза имеет орторомбическую кристаллическую решетку и отличается от рентгенограммы α - Ti расщеплением некоторых интерференционных линий. Расщепление растет с появлением новых фаз и с увеличением содержания примесей внедрения. Высокая температура в печи привела к тому, что на поверхности частиц титанового порошка металл вступил в реакцию с кислородом, образуя оксид TiO_2 . На рентгенограмме оксид TiO характеризуется появлением сильных интерференционных линий при углах $13^{\circ}40'$ и 18° , отраженных от кристаллографических плоскостей (110 и 101). При углах $13 - 15^{\circ}$ интерференционные линии оксида TiO_2 и α_2 - Ti так близко расположены, что возможно совпадение их.

При охлаждении пробы порошка вместе с печью установлено продолжение синусоидального изменения массы порошка (чередующее явление) – дегазация с окислением.

Как только с понижением температуры происходит удаление водорода из кристаллической решетки α - Ti , его место занимает кислород и вес пробы незначительно, но растет. Молекулы оксигидридного монослоя защитной пленки на поверхности частиц начинают терять металлическую связь с основным металлом, и по истечении некоторого времени наступает полный разрыв его с титаном. Монослой неметаллического соединения на поверхности является хрупким, непрочным, легко отслаивается от основы. При этом порошок теряет массу. Однако, освобожденная от неметаллических соединений поверхность частицы порошка способна вновь поглощать газовые примеси.

Итак, проведенными исследованиями по газонасыщению титановых порошков при нагреве в атмосфере печи установлено:

- титановые порошки более активно поглощают газы при нагреве, чем при комнатной температуре;

- при нагреве титановые порошки проходят три этапа изменений в массе: насыщение поверхности частиц газами, ионами остатков солей, дегазация, окисление;

- нагрев порошка выше 500°C приводит к сильному окислению частиц, что способствует образованию новых фаз, хрупких неметаллических соединений, которые с течением времени отслаиваются;

- насыщение порошка газами зависит от химического, фазового составов, а также от структуры поверхностного слоя.

Список литературы

1. Колачев Б. А. Физическое металловедение титана / Б. А. Колачев. – М. : Металлургия, 1976. – 184 с.
2. Лучинский Г. П. Химия титана / Г. П. Лучинский. – М. : Химия, 1971. – 470 с.
3. Устинов В. С. Электролитическое получение титана / В. С. Устинов, В. А. Дрозденко, Ю. Г. Олесов. – М. : Металлургия, 1978. – 176 с.
4. Металлография титановых сплавов / Под ред. В. Ф. Аношкина. – М. : Металлургия, 1980. – 464 с.
5. Шаповалова О. М. Поглощение газовых примесей при производстве титановых порошков / О. М. Шаповалова, Е.П. Бабенко // Вестник ДНУ. – Д., 2003. – № 7. – С. 31–36.
6. Шаповалова О. М. Взаимодействие водорода с примесями внедрения в титановых порошках / О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко // Междунар. конф. ICHMS'2007 «Водородное материаловедение и химия углеродных наноматериалов». – Украина, Крым, 2007. – С. 345–347.

Поступила в редакцию 06.04.2011

Бабенко О.П., Шаповалова О.М. Перетворення при нагріві в титанових порошках електролітичного способу виробництва

У роботі наведено дослідження титанових порошків промислового електролітичного способу виробництва при нагріві в атмосфері пічі. Встановлено, що насичення порошків газами має синусоїdalний характер. Досліджені диференціально-термогравіметричні характеристики титанових порошків при нагріві до температури поліморфного перетворення й охолодження. Визначено інтервали температур насичення й дегазації порошків титана при нагріві.

Ключові слова: титанові порошки, нагрів, охолодження, електролітичний спосіб виробництва, насичення газом, поліморфне перетворення, диференціально-термогравіметричний аналіз.

Babenko E., Shapovalova O. Transformations at heating in titanic powders by industrial electrolytic method

We have studied titanium powders obtained by industrial electrolytic method of production when heated in the furnace. It was established that the saturation of powder gases has a sinusoidal character. We have also studied differential thermogravimetric characteristics of titanium powders heated to a temperature of polymorphous transformation and consequent cooling. We have established the temperature ranges of saturation and degassing of the titanium powders during the process of heating.

Key words: titanium powders, heated, consequent cooling, by industrial electrolytic method, the saturation of gases, differential thermogravimetric characteristics.

УДК 669.014.018.44

А. А. Педаш¹, А. Г. Коломойцев², д-р техн. наук Э. И. Цивирко³¹АО «Мотор Сич», ²ЗМЗ им. Омельченко,³Запорожский национальный технический университет,
г. Запорожье

СТЕРЖНИ С АЛЮМИНАТОМ КОБАЛЬТА ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННОГО ЛИТЬЯ ГТД

Проведено опытно-промышленное опробование стержней, изготовленных с применением алюмината кобальта, для поверхностного модифицирования охлаждаемых лопаток газотурбинных двигателей из никелевого жаропрочного сплава ЖСБУ. При этом модификатор наносился в виде суспензии на керамический стержень или вводился непосредственно в стержневую смесь. Установлено, что стержни, изготовленные из смеси с 5% (об.) алюмината кобальта, обеспечивали более однородную и плотную структуру внутренних поверхностей охлаждаемых отливок.

Ключевые слова: керамический стержень, алюминат кобальта, поверхностное модифицирование, жаропрочный сплав.

Повышенная трещиноустойчивость и эксплуатационная долговечность деталей горячего тракта газотурбинных двигателей (ГТД) обеспечивается мелкозернистой структурой как на внешних, так и на внутренних поверхностях охлаждаемых (с наличием внутренней полости) литьих деталей. Эффективным способом измельчения структурных составляющих отливок показало поверхностное модифицирование алюминатом кобальта. В этом случае модификатор наносится на керамический стержень [1, 2] в составе суспензий с различными компонентами [3, 4], в которых содержание этого модификатора составляет 5–12%.

В тоже время, дополнительное использование суспензий усложняет технологический процесс, увеличивает его трудоемкость и материальные затраты вследствие применения большого количества компонентов в их составе и обилия технологических операций приготовления (нанесение, сушка, термическое упрочнение и т. д.). Указанные недостатки возможно устраниить путем введения алюмината кобальта непосредственно в стержневую массу. При этом вопрос о количественном содержании модификатора в стержневой смеси остается открытым.

В данной работе изучали возможность применения стержней, изготовленных из стержневой массы с алюминатом кобальта, для получения охлаждаемых деталей ГТД.

Методом литья по выплавляемым моделям изготавливали сектора соплового аппарата (двигатель Д-18Т) из жаропрочного сплава ЖСБУ-ВИ (%), масс.): [(0,13÷0,20)C; (8,0÷9,5)Cr; (9,0÷10,5)Co; (2,0÷2,3)Ti; (5,1÷6,0)Al; (9,5÷11,0)W; (1,2÷2,4)Mo; (0,8÷1,2)Nb]. Внутренняя полость отливок была получена стержнями (рис. 1), изготовленными по следующим вариантам:

1. Стандартная стержневая смесь состава: электрокорунд белый марок 24А и 25А (ГОСТ 3647-80) – 75 %, кварц пылевидный искусственный (ГОСТ 9077-82) – 7 %, карбид кремния 64С (ГОСТ 23683-89) – 3 %, пластификатор ПП-10 – 15 %; 2. Стержни с нанесенной на поверхность суспензией [4]; 3. Стержневая смесь состава варианта 1 с дополнительным введением 5 % (об.) порошкообразного алюмината кобальта; 4. Стержневая смесь состава варианта 1 с дополнительным введением 10 % (об.) порошкообразного алюмината кобальта.

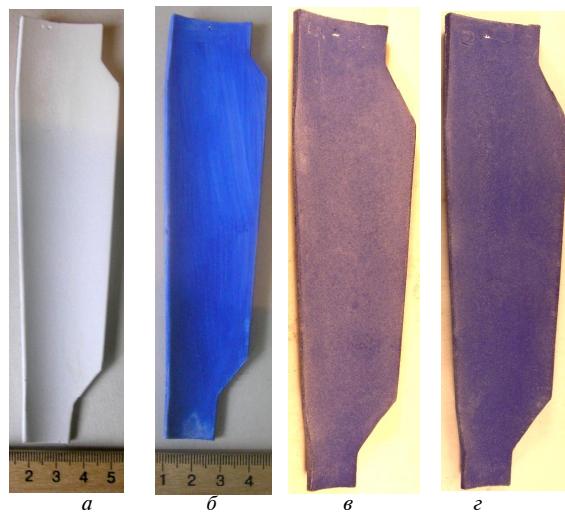


Рис. 1. Керамические стержни для изготовления лопаток в секторе соплового аппарата:

a – стандартная технология; *b* – покрытый суспензией с использованием этилцелозольва – 47,5 %, лак KO-815 – 47,5 %, CoO·Al₂O₃ – 5 %; *c* – с 5 % CoO·Al₂O₃; *d* – 10 % CoO·Al₂O₃

Стержневые смеси изготавливались по следующей технологии: компоненты смеси засыпали в смеситель, смешивали и подогревали в течение 3–3,5 часов до температуры 130 °C, затем вводили пластификатор и перемешивали до получения однородного состояния. После охлаждения до температуры 20 °C полученную массу измельчали на гранулы. Из гранул прессованием изготавливали стержни на гидравлическом прессе в специальных пресс-формах. После удаления стержней из пресс-формы их заформовывали в керамические короба с помощью порошкообразного глинозема. Термическую обработку (спекание) стержней всех вариантов проводили при 1250 °C, выдержка 6 часов, охлаждение с печью. Стержни извлекали из коробов, зачищали от глинозема, удаляли рубцы и зачищали шероховатости. Установлено, что прокалка стержней при 1250 °C приводила к восстановлению из алюмината кобальта металлического кобальта, расположенного в виде капель размером 5–8 мкм, что заметно повысит теплоотвод от твердеющей отливки и гарантированно обеспечит получение мелкозернистой структуры [5].

В литейную форму одного сектора соплового аппарата размещали стержни, изготовленные по четырем вариантам. Из отливок, полученных по действующей технологии, стержни удаляли гидротермическим выщелачиванием.

Химический состав лопаток секторов соплового аппарата исследуемых вариантов удовлетворял требованиям нормативно-технической документации.

Анализ макроструктуры лопаток, в которых использовалась стержневая смесь с 5 % и 10 %

алюмината кобальта, показал, что на наружной поверхности сформировалась однородная макроструктура с полиэдрическими зернами величиной 1–2,5 мм (рис. 2, *в*, *г*). Существенной разницы по величине, форме зерен и их распределению по перу в зависимости от процентного содержания модификатора не наблюдалось. Следует отметить, что макроструктура отливок, изготовленных с применением стержневой смеси вариантов 3 и 4, была более равномерной по сравнению со структурой лопаток, в которых использовались стержни покрытые суспензией. Применение стержней с суспензией (вариант 2) показало, что в структуре металла рядом со столбчатыми зернами присутствовали и равноосные, размером от 0,1 мм до 2,0 мм (рис. 2, *б*). Величина макрозерна в лопатках без модификации была 2–4 мм (рис. 2, *а*).

На лопатках, полученных с использованием стержневых смесей вариантов 3 и 4, вдоль выходной кромки наблюдалась зона узких столбчатых зерен, вытянутых перпендикулярно кромке (рис. 2, *в*, *г*). Образование такой структуры, скорее всего, связано с более интенсивным теплоотводом. Ширина этой зоны на наружной поверхности составила 8–10 мм, а для немодифицированных лопаток 10–15 мм.

В поперечном сечении пера всех исследуемых лопаток макроструктура была мелкозернистая (рис. 3). Величина макрозерна в лопатках, полученных с использованием стержневой смеси с алюминатом кобальта, составляла 0,5–1,0 мм, тогда как в лопатках с использованием стержней покрытых суспензией – 0,5–2,5 мм, а в лопатках, полученных со стандартными стержнями – 1–4 мм.

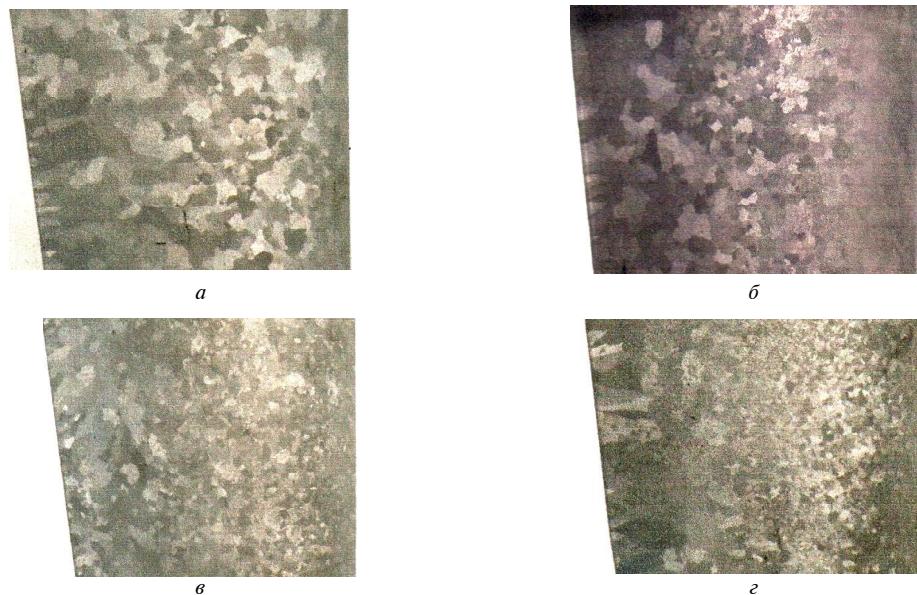


Рис. 2. Макроструктура пера лопаток со стороны спинки:
а – стандартная технология; *б* – суспензия с 5 % модификатора на поверхности стержня; *в* – 5 % модификатора в составе стержневой смеси; *г* – 10% модификатора в составе стержневой смеси



Рис. 3. Макроструктура лопаток в сечении $\times 1,5$:
а — стандартная технология; б — суспензия с 5 % модификатора на поверхности стержня; в — 5 % модификатора в составе стержневой смеси; г — 10 % модификатора в составе стержневой смеси

На внутренней поверхности лопаток с модифицированием (варианты 2, 3, 4) наблюдалась мелкодисперсная макроструктура из полизэдрических зерен, величиной 0,5–1,0 мм (рис. 4, б), а в лопатках без модифицирования — 2–5 мм (рис. 4, а). Влияния исследуемых содержаний модификатора в стержневой смеси на структуру лопаток не выявлено. В лопатках, полученных с использованием стержней с покрытием суспензией наблюдали равноосные зерна размерами 0,5–2,5 мм.

Микроструктура лопаток всех исследуемых вариантов характерна для сплава ЖСБУ в термообработанном состоянии и представляла собой сложнолегированный твердый раствор на основе никеля, упрочненный интерметалличидной γ' -фазой типа $(\text{Ni}, \text{Co})_3(\text{Al}, \text{Ti})$, с наличием карбидов, карбонитридов и эвтектической ($\gamma - \gamma'$)-фазы. В лопатках с поверхностным модифицированием отмечается формирование микрозерна размерами 0,4–0,5 мм. Существенного различия в микроструктуре в зависимости от исследуемых со-

держаний модификатора в стержневой смеси не отмечено (рис. 5, в, г). Установлено, что в лопатках с использованием стержней из опытной стержневой смеси уменьшалась усадочная пористость и размеры неметаллических включений по сравнению с лопатками без модифицирования (рис. 5, б, г).

Таким образом, опытно-промышленное опробование стержней, полученных по различным технологическим вариантам, показало, что использование модификатора алюмината кобальта в составе стержневой смеси улучшило технологичность и экономичность изготовления литых охлаждаемых деталей ГТД и обеспечило более однородную мелкозернистую макроструктуру поверхностей отливок. Применение алюмината кобальта в составе стержневой смеси снизило количество рыхлот и неметаллических включений в сплаве. Увеличение его содержания с 5 % до 10 % в составе стержневой смеси не оказалось какого-либо существенного воздействия на структуру отливок.



Рис. 4. Макроструктура внутренней поверхности лопаток:
а — стандартная технология; б — 5 % модификатора в составе стержневой смеси

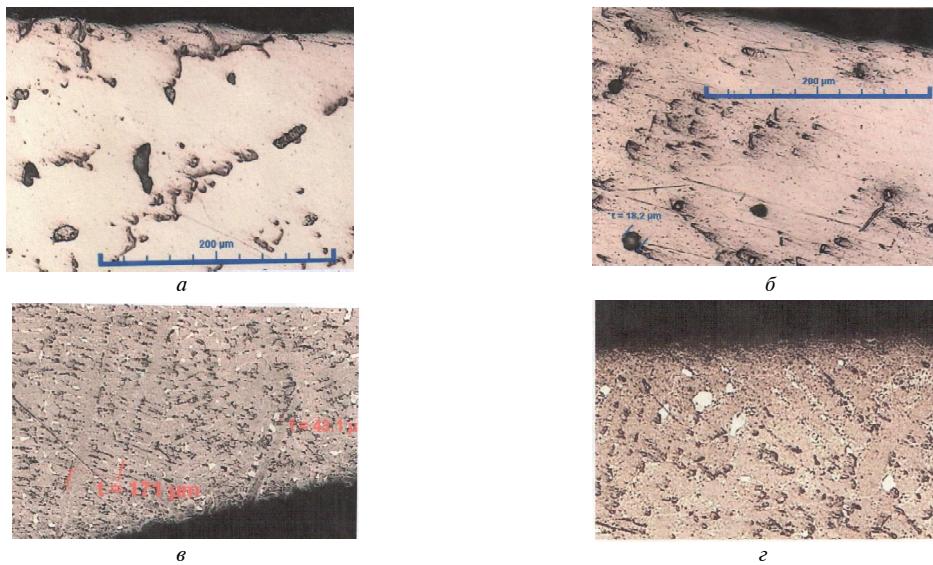


Рис. 5. Микроструктура лопаток у поверхні внутрішньої порожнини:

a – стандартна технологія, $\times 250$; *б* – суспензія з 5 % модифікатора на поверхні стержня, $\times 250$;
в – 5 % модифікатора в складі стержневої суміші, $\times 50$; *г* – 10 % модифікатора в складі стержневої суміші, $\times 50$

Список літератури

- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Е. Н. Каблов. – М. : МИСИС. – 2001. – 632 с.
- Цивирко Э. И. Измельчение структуры внутренних поверхностей охлаждаемых деталей ГТД / Э. И. Цивирко, А. А. Педаш // Вестник двигателестроения. – 2010. – № 1. – С. 99–103.
- Патент №2151017 Россия, МПК B22C1/00 Суспензия для изготовления литейных керамических форм / Е. Н. Каблов, В. Г. Чубаров ; заявитель и патентообладатель ВНИИАМ. – № 98114785/02 ; заявл. 29.07.1998 ; опубл. 20.06.2000.
- Патент на корисну модель 48858. Україна, МПК B22C3/00 Спосіб отримання пустотілих виливків з жароміцких сплавів на основі нікелю / О. О. Педаш, Е. І. Цивірко, П. Д. Жеманюк, О. Ф. Педаш ; заявник і патентовласник ВАТ «Мотор Січ». – № 200909446 ; заявл. 04.09.2009 ; опубл. 25.02.2010, Бюл. № 7.
- Bustnes J. A. Investigation on reduction CoAl_2O_4 by hydrogen gas using TGA / [J. A. Bustnes, N. N. Viswanathan, Du Sichen, etc.] // Metallurgical and materials transactions. – 2000. – № 31B. – Р. 540–542.

Поступила в редакцию 13.05.2011

Педаш О.О., Коломойцев О.Г., Цивірко Е.І. Стрижні з алюмінатом кобальту для відповіального литья ГТД

Проведено дослідно-промислове випробування стрижнів виготовлених із застосуванням алюмінату кобальту, для поверхневого модифікування охолоджуваних літих лопаток газотурбінних двигунів з нікелевого жароміцкого сплаву ЖС6У. При цьому, модифікатор наносився у вигляді суспензії на керамічний стрижень або вводився безпосередньо у стрижневу суміш. Встановлено, що стрижні, котрі виготовлені із суміші з 5 % (об.) алюмінату кобальту, забезпечували більш однорідну та щільну структуру внутрішніх поверхонь охолоджуваних виливків.

Ключові слова: керамічний стрижень, алюмінат кобальту, поверхневе модифікування, жароміцкий сплав.

Pedash A., Kolomoytzev A., Tzivirko E. Ceramic rods with a cobalt aluminate for responsible castings of gas-turbine engines

The carried out experimental-industrial testing of ceramic rods, which were produced with a cobalt aluminate application for surface modification of air-cooled castings from nickel-based superalloy ЖС6У. Modifier was inflicted in suspension content on the surface of ceramic rods or was added in core sand mixture. It was installed, that rods, which were produced from core sand mixture with 5 % cobalt aluminate content, provide homogeneous and dense structure of internal surfaces of air-cooled castings.

Key words: ceramic rod, cobalt aluminate, surface modification, heat-resistant alloy.

УДК 621.961.001

**Ю. Т. Сычук, канд. физ.-мат наук Ю. И. Нагорный,
д-р техн. наук В. В. Чигиринский**

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ПРОБИВКИ ПУАНСОНАМИ С РИФЛЕННОЙ РАБОЧЕЙ ЧАСТЬЮ

Установлены оптимальные условия процесса пробивки горячекатанных малоуглеродистых листовых сталей рифлеными пуансонами. Указанная задача решалась нахождением условного минимума функции отклика для силовых затрат при ограничениях, налагаемых функцией отклика для коэффициентов геометрической точности деталей. Условный минимум находился графическим методом с помощью совмещенных двухмерных сечений.

Ключевые слова: пуансон, рифление, пробивка, съем, утяжка, поясок, скол.

Общая постановка задачи и ее связь с научно-практическими задачами

Качественные характеристики силовых деталей, изготавливаемых из горячекатанных малоуглеродистых сталей, в значительной степени определяются износостойкостью разделительных штампов. Одним из путей повышения стойкости штампов является применение пробивных пуансонов с макрогометрией рабочей поверхности в виде совокупности продольных рифлений [1].

Обзор публикаций и анализ нерешенных вопросов

Как показал практический опыт применения указанных пробивных пуансонов, шаг рифлений t , первоначально принятый для характеристики рифленой рабочей поверхности [1], недостаточно полно отражает ее состояние. В связи с этим при дальнейших исследованиях для характеристики профиля продольных рифлений (рис. 1) был применен обобщенный показатель X_* [2], учитывающий соотношение участков выступов и впадин, а также угол и глубины впадин рифлений на боковой поверхности рабочей части пуансона

$$X_* = l - \left(\frac{p}{t} \right) \operatorname{tg} \alpha, \quad (1)$$

где t – шаг рифлений;

p и 2α – глубина и угол впадин рифлений;
 l – длина стороны впадин рифлений.

Ранее проведенными исследованиями было установлено влияние параметров процесса про-

бивки рифлеными пуансонами на силовые затраты и качество штампемых деталей; получены математические модели, выражающие зависимости усилий пробивки P_n и съема P_c , а также коэффициентов геометрической точности профиля разделения K_y, K_n, K_c от исследуемых параметров процесса.

Эти модели были представлены в виде следующих полиномов второго порядка:

$$\begin{aligned} P_n = & 25,5 + x_1 + 0,475x_2 + 0,8475x_3 + 0,05x_1x_2 + \\ & + 0,05x_1x_3 - 0,05x_2x_3 + 4x_1^2 + 1,7x_2^2 + 0,75x_3^2; \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} P_c = & 1,83 + 0,0775x_1 + 0,03375x_2 + 0,92375x_3 + \\ & + 0,0050x_1x_2 - 0,0050x_1x_3 - 0,0250x_2x_3 + \\ & + 0,30625x_1^2 + 0,13875x_2^2 - 0,23625x_3^2; \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} K_y = & 0,0950 + 0,0069x_1 + 0,0151x_2 - 0,0015x_3 + \\ & + 0,0005x_1x_2 - 0,0068x_1x_3 + 0,0037x_2x_3 + \\ & + 0,0260x_1^2 - 0,0110x_2^2 - 0,0277x_3^2; \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} K_n = & 0,2970 + 0,0104x_1 - 0,0062x_2 - 0,0171x_3 + \\ & + 0,0015x_1x_2 - 0,0052x_1x_3 - 0,0065x_2x_3 + \\ & + 0,0334x_1^2 + 0,0371x_2^2 - 0,0431x_3^2; \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} K_c = & 0,6080 - 0,0215x_1 - 0,0087x_2 + 0,0218x_3 - \\ & - 0,0017x_1x_2 - 0,0048x_1x_3 + 0,0028x_2x_3 - \\ & - 0,0549x_1^2 - 0,0304x_2^2 - 0,0751x_3^2. \end{aligned} \quad (6)$$

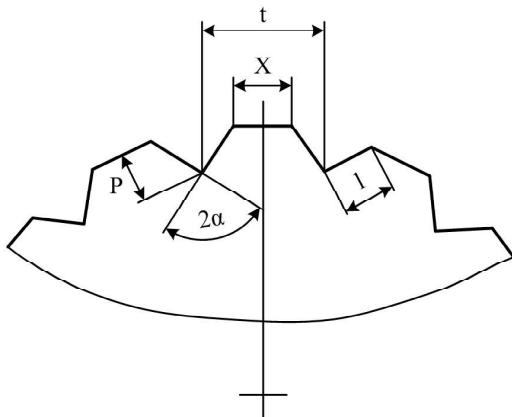


Рис. 1. Профиль рифлений на боковой поверхности рабочей части пробивного пuhanсона [2]

Постановка задачи исследования

Приведенные уравнения регрессии (2...6) можно использовать для установления условий процесса пробивки, обеспечивающих минимум силовых затрат, а следовательно, повышенную износостойкость пробивных пuhanсонов при заданном качестве штампемых деталей. Указанный минимум силовых затрат обеспечивается сочетанием определенных значений исследуемых параметров процесса пробивки.

Методика исследований

В приведенных уравнениях регрессии (2...6) в качестве независимых переменных были прияты в кодированном виде следующие параметры: x_1 – обобщенный показатель характеристики профиля продольных рифлений X_* (рис. 1, ф-ла (1)) на боковой поверхности рабочей части пробивного пuhanсона [2]; x_2 – двусторонний технологический зазор z ; x_3 – intermetallic толщина пробиваемой заготовки δ .

В качестве параметров оптимизации были приняты усилия пробивки P_n и съема P_c , а так-

же коэффициенты утяжки K_y , блестящего пояска K_n , скола K_c (т. е. высоты зон утяжки, блестящего пояска и скола, отнесенных к толщине пробиваемой заготовки [3]).

Независимые переменные в кодированном виде, выбранные интервалы и уровни варьирования переменных приведены в табл. 1.

Поставленная при исследованиях задача состояла в установлении оптимальных значений параметров процесса, обеспечивающих минимум силовых затрат и необходимое качество деталей при пробивке рифлеными пuhanсонами следующих горячекатанных малоуглеродистых листовых сталей: 08kp толщиной 2 мм по ГОСТ 1050-74, Ст3kp толщиной 3 мм по ГОСТ 380-71, Ст3 толщиной 4 мм по ГОСТ 380-71.

Решение данной компромиссной задачи заключалось в нахождении условного минимума функций отклика для усилий пробивки P_n при ограничениях, наложенных функциями откликов коэффициентов геометрической точности профиля разделения K_y, K_n, K_c . Для получения указанных функций отклика были проведены экспериментальные исследования по методике, изложенной в работах [4, 5].

Условный минимум функции P_n находили графическим способом при рассмотрении двухмерных сечений поверхностей отклика P_n , совмещенных с двухмерными сечениями поверхностей отклика K_y, K_n, K_c и выборе условных экстремумов по методике [4, 5]. При этом на математические модели коэффициентов утяжки K_y , блестящего пояска K_n , скола K_c налагались следующие ограничения: $K_y \leq 0,13$; $K_n \leq 0,35$; $K_c \leq 0,7$. Величины приведенных ограничений коэффициентов геометрической точности

Таблица 1 – Интервалы и уровни варьирования независимых переменных

Независимые переменные	Кодовое обозначение	Интервалы варьирования	Уровни переменных		
			Основной 0	Верхний +1	Нижний -1
X_* – обобщенный показатель, характеризующий профиль рифленой поверхности	x_1	0,25	0,75	1*	0,5
z – двусторонний технологический зазор, %	x_2	5	15	20	10
δ – толщина материала заготовки, мм	x_3	1	3	4	2

Примечание. Значение $X_* = 1$ соответствовало пuhanсону сошлифованной рабочей частью.

K_y, K_n, K_c определялись техническими требованиями, предъявляемыми к производственным деталям, изготавливаемым из листовых сталей вышеупомянутых марок и толщин.

Для получения двухмерных сечений поверхности отклика строились контурные кривые, образованные в результате пересечения поверхностей отклика P_n плоскостью, параллельной плоскости системы координат $x_1 - x_2$ [4]. Построение контурных кривых осуществлялось при значениях $x_3 = -1; 0; +1$, что соответствовало толщинам материала заготовки $\delta = 2; 3; 4$ мм.

Результаты исследований

На рис. 2, 3, 4 приведены полученные двухмерные сечения (контурные кривые) поверхностей отклика P_n, K_y, K_n, K_c при $x_3 = -1; 0; +1$ ($\delta = 2; 3; 4$ мм). Точкам пересечения кривых, представленных на рис. 2, 3, 4, отвечают значения параметров X_* и z , обеспечивающие минимум силовых затрат при заданных значениях K_y, K_n, K_c для пробивки листовых горячекатаных сталей исследо-

ванного диапазона толщин.

В результате анализа совмещенных двухмерных сечений поверхностей откликов были установлены оптимальные значения обобщенного показателя X_* и двустороннего технологического зазора z , обеспечивающие минимальные силовые затраты при пробивке и требуемое качество деталей.

Проведенные в центре плана S^{P_n} дополнительные опыты показали, что экспериментальные значения параметров оптимизации хорошо совпадают со значениями, предсказанными уравнениями регрессии. Дальнейшие статистические исследования показали адекватность предложенной модели.

Установленные в результате решения поставленной задачи оптимальные значения обобщенного показателя X_* и двустороннего технологического зазора z составили:

- для материала заготовки толщиной $\delta = 2$ мм —
 $X_* = 0,72 \dots 0,75$, $z = (14,7 \dots 15,4)\% \delta$;
- для материала заготовки толщиной $\delta = 3$ мм —
 $X_* = 0,68 \dots 0,75$, $z = (14,8 \dots 15,4)\% \delta$;

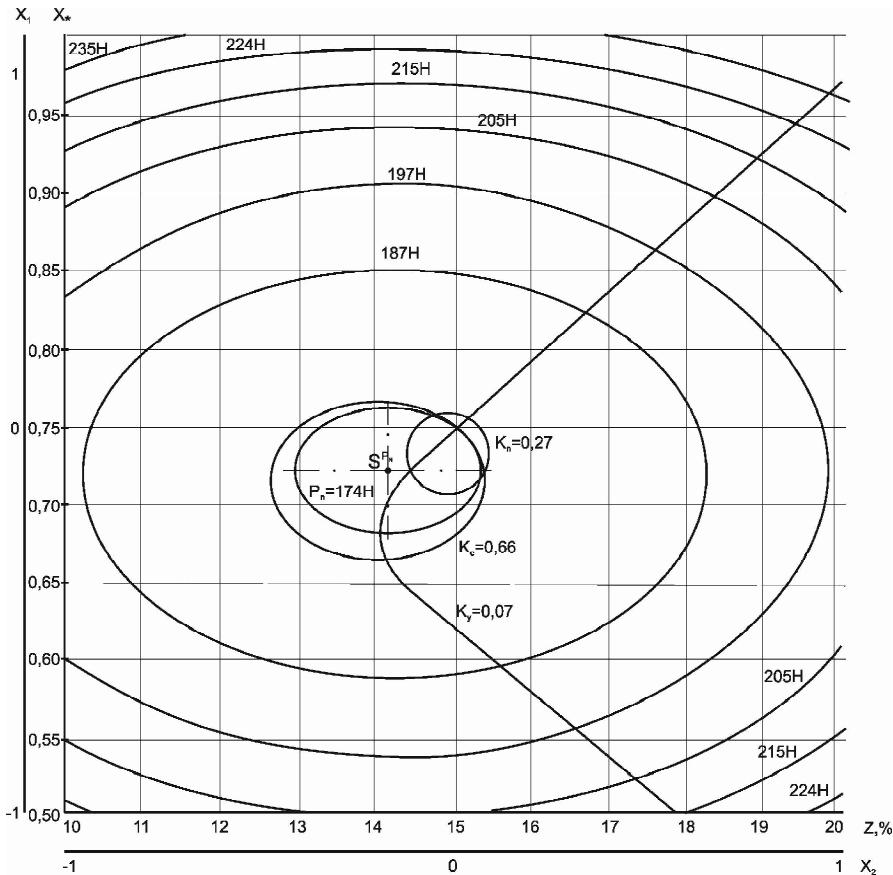


Рис. 2. Двухмерные сечения поверхностей откликов P_n, K_y, K_n, K_c при $x_3 = -1$ (толщина заготовки $\delta = 2$ мм)

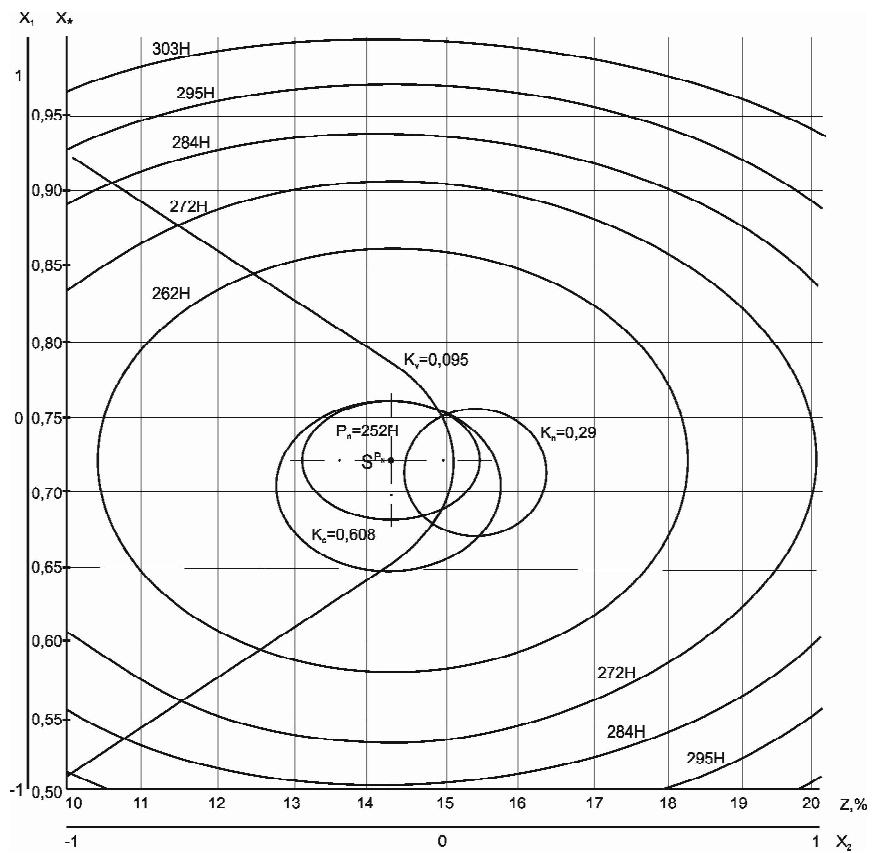


Рис. 3. Двухмерные сечения поверхностей откликов P_n, K_y, K_n, K_c при $x_3=0$ (толщина заготовки $\delta=3$ мм)

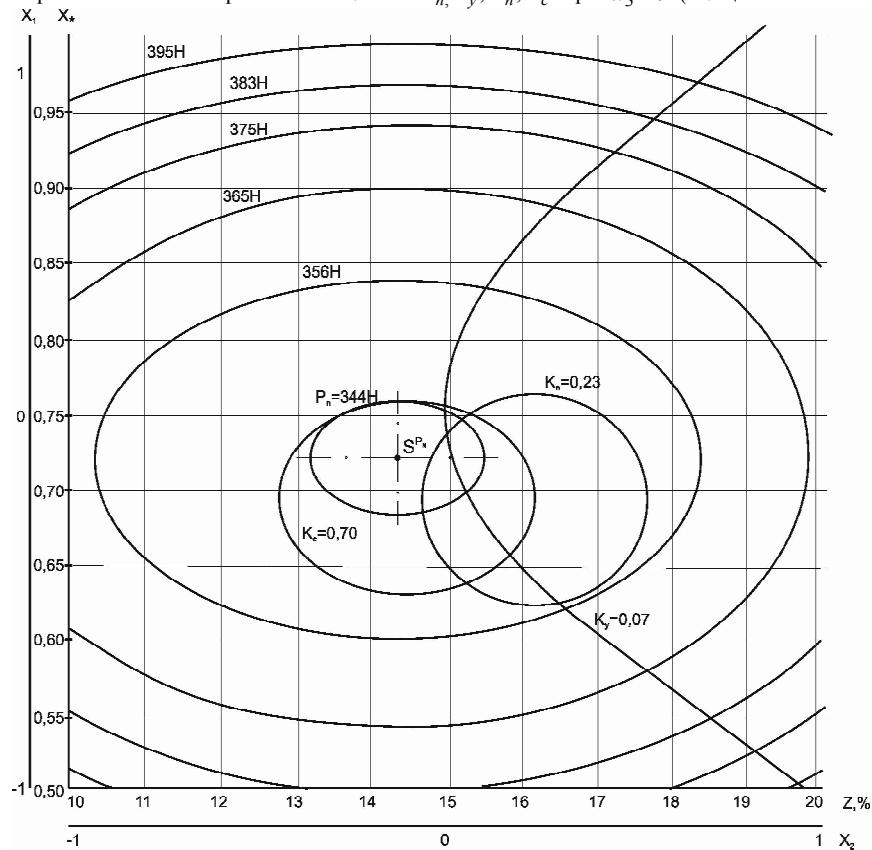


Рис. 4. Двухмерные сечения поверхностей откликов P_n, K_y, K_n, K_c при $x_3=-1$ (толщина заготовки $\delta=4$ мм)

- для материала заготовки толщиной $\delta = 4$ мм —

$$X_* = 0,68 \dots 0,74, z = (14,7 \dots 15,2)\% \delta.$$

Выводы

1. Оптимальное соотношение участков выступов и впадин рифленой поверхности пробивного пuhanсона, обеспечивающее минимум силовых затрат, характеризуется обобщенным показателем $X_* = 0,68 \dots 0,75$. Указанное значение X_* совместно с оптимальным двусторонним технологическим зазором $z = (14,8 \dots 15,4)\% \delta$ толщины заготовки определяют условный минимум функции P_n при ограничениях, наложенных функциями K_y, K_n, K_c для горячекатанных листовых сталей толщиной 24 мм.

2. Обобщенный показатель X_* , предложенный в работе [2], более полно характеризует состояние боковой поверхности рабочей части рифленого пuhanсона, чем шаг рифлений t , приведенный в работе [1].

3. Результаты теоретического определения параметров оптимизации подтвердили результаты ранее проведенного экспериментального исследования.

Список литературы

1. Влияние состояния поверхности пuhanсонов на силовой режим, износостойкость инструмента и качество деталей при пробивке листовой малоуглеродистой стали / [Юдович С. З., Сычук Ю. Т., Фурманов Ю. А., Глазков В. А.] // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. — 1973. — № 4. — С. 17–19.
2. Нагорный Ю. И. Расчет работы разделения при пробивке рифленым пuhanсоном / Нагорный Ю. И., Сычук Ю. Т., Юдович С. З. // Изв. Вузов. Машиностроение. — М. : Изд.-во МГТУ им. Н. Э. Баумана. — 1990. — № 2. — С. 91–94.
3. Михаленко Ф. П. Стойкость разделительных штампов / Михаленко Ф. П. ; [изд. 2-е, перераб. и доп.]. — М. : Машиностроение, 1986. — 224 с.
4. Спиридов А. А. Планирование эксперимента : учеб. пособие / Спиридов А. А., Васильев Н. Г. — Свердловск : Изд. УПИ им. С. М. Кирова, 1975. — 150 с.
5. Спиридов А. А. Планирование эксперимента при исследовании и оптимизации технологических процессов : учеб. пособие / Спиридов А. А., Васильев Н. Г. — Свердловск : Изд. УПИ им. С. М. Кирова, 1975. — 140 с.

Поступила в редакцию 25.02.2011

Сичук Ю.Т., Нагорний Ю.І., Чигиринський В.В. Оптимізація процесу пробивки пuhanсонами з рифленою робочою частиною

Встановлено оптимальні умови процесу пробивки гарячекатаних малоуглецевих листових сталей рифленими пuhanсонами. Це завдання розв'язувалось знаходженням умовного мінімуму функції відклику для силових витрат при обмеженнях, які накладались функцією відклику для коефіцієнтів геометричної точності деталей. Умовний мінімум знаходили графічним методом за допомогою суміщених двомірних перетинів.

Ключові слова: пuhanсон, рифлення, пробивка, знімання, утяжка, поясок, сколювання.

Sychuk Yu., Nagorniy Yu., Chigirinskiy V. Optimization of piercing fluted punches

The paper studies optimal values of the process of piercing of the hot rolled low-carbon steel sheets of the fluted punches. This problem was solved by finding of conditional minimum of function of response for force expenses with restrictions, when laying of function of response for coefficients of geometrical accuracy of details. The conditional minimum was found by graphic method with help of the combined two dimensional sections.

Key words: punch, flutes, piercing, skimming, bending, cutting sone, breaking.

УДК 669.295:621.78:621.9.048.6

Канд. техн. наук Д. В. Павленко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

УПРОЧНЯЕМОСТЬ СПЛАВА ВТ1-0 В СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ ПРИ СЖАТИИ

Рассмотрены особенности структуры и механизмы упрочнения при деформации сжатием сплава ВТ1-0 в крупнокристаллическом и субмикрокристаллическом состоянии, сформированного интенсивной пластической деформацией в процессе винтовой экструзии. Установлены закономерности упрочнения сплава в различных структурных состояниях, а также упрочнения поверхностного слоя при отделочно-упрочняющей обработке деталей стальными шариками в ультразвуковом поле.

Ключевые слова: титановый сплав, упрочняемость, прочность, зерно, границы зерен, интенсивная пластическая деформация, винтовая экструзия.

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными или практическими задачами

В процессе изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД) их поверхностный слой (ПС) подвергается многократному силовому и термическому воздействию со стороны обрабатывающего инструмента. Результатом такого воздействия является неоднородная упруго-пластическая деформация и, как следствие, формирование особых свойств ПС по сравнению с сердцевиной. Так, в ПС после механической и отделочно-упрочняющей обработки формируются остаточные макронапряжения, знак, величина и глубина залегания которых зависят от вида и режимов обработки, происходит дробление блоков кристаллической мозаики, увеличение плотности дефектов кристаллической структуры, повышается твердость, формируется особый микрорельеф поверхности. В тоже время ПС оказывает решающее влияние на выносливость деталей, работающих в условиях периодического нагружения.

В последнее время широкое распространение в авиации получают сплавы в нано- и субмикрокристаллическом состоянии (СМК). Авторы работ [1, 2] отмечают особую роль поверхности таких сплавов в обеспечении прочности при различных видах нагрузления.

Особый интерес представляет исследование упрочняемости сплавов в СМК состоянии, сформированного путем предшествующей интенсивной пластической деформации (ИПД). Как известно, СМК сплавы благодаря наличию большого количества границ зерен, тройных стыков и малых по размеру, бездефектных зерен обладают уникальным сочетанием физических, механических и служебных свойств. С измельчением зерен изменяется картина стадийности зависи-

мости напряжения от деформации. В работе [3] показано, что для СМК сплавов и чистых металлов характерна продолжительная стадия с линейным упрочнением. Характер упрочнения титана при различных видах нагружения исследуются Ю.Н. Подрезовым с коллегами [4, 5].

В тоже время, влияние вторичной упруго-пластической деформаций таких сплавов, наблюдаемой в ПС при механической и отделочно-упрочняющей обработке [6–9 и др.], может оказаться решающей, с точки зрения технологичности изготовления из них деталей ГТД, а также стабильности набора свойств, сформированных в результате ИПД. Закономерности поведения СМК сплавов при упруго-пластической деформации также необходимы для моделирования процессов механической и отделочно-упрочняющей обработки деталей, сварных швов, а также наплавленных зон с использованием СМК присадочных материалов.

Так, в работах [10, 11] показано, что повышенная упрочняемость сплавов затрудняет их механическую обработку и способствует снижению виброустойчивости процесса резания, вследствие неравномерности протекания процесса их пластического деформирования. Некоторые исследователи отмечают, что в связи с характерным для таких сплавов уменьшением разности между пределом временного сопротивления и пределом текучести, снижается их способность к дальнейшей пластической деформации, т. е. после ИПД наступает стадия исчерпания запаса пластичности, что ухудшает обрабатываемость резанием.

Одной из характеристик, учитывающей механические свойства металла при определении усилий деформирования и работы деформации является напряжение текучести [12]. С физической

точки зрения напряжение текучести представляет собой предел текучести упрочняемого в процессе деформации металла.

Целью настоящей работы являлась сравнительная оценка упрочняемости титанового сплава BT1-0 в крупнокристаллическом и субмикрокристаллическом состояниях.

Материалы и методы исследований

Несмотря на то, что сплав BT1-0 имеет весьма ограниченное применение в технике в качестве конструкционного материала, он является характерным представителем титановых сплавов и находит широкое применение при ремонте ответственных деталей авиационных двигателей сваркой и наплавкой.

Исследовали сплав BT1-0 на образцах, которые находились в двух состояниях – в крупнокристаллическом (литом) и субмикрокристаллическом, сформированном методом интенсивной пластической деформации путем винтовой экструзии при температуре 623...650 К. Степень деформации материала после винтовой экструзии составляла 77,5 [13].

Для построения кривой упрочнения цилиндрические образцы диаметром 10 мм и высотой 15 мм осаживали на гидравлическом прессе со скоростью 1 кН в секунду. Торцевую выточку в цилиндрических образцах заполняли антифрикционной смазкой [14], что позволило значительно снизить трение между торцами образцов и деформирующими плитами. В процессе осадки буртики по высоте уменьшались, а смазка выходила из полостей.

Образцы осаживали при нагрузке в диапазоне 5–100 кН. В процессе деформации существенной бочкообразности образцов не наблюдалось. Для исследованных образцов измеряли твердость вдоль центральной оси стандартным методом на твердомере TK-1 [15].

В процессе испытаний дискретно увеличивали нагрузку и измеряли изменение высоты образцов и диаметра, что позволило рассчитать напряжение текучести (S) и степень деформации (относительную и истинную). Кривая упрочнения в логарифмических координатах имела вид прямой линии. Показатель деформационного упрочнения n численно равен тангенсу угла наклона прямой к оси степени деформации [16].

Учитывая особую роль поверхностного слоя (ПС) деталей в обеспечении их долговечности, а также особые условия его формирования, были проведены исследования по упрочнению ПС образцов после ВЭ одним из методов поверхностно-пластического деформирования – стальными шариками в ультразвуковом поле (УЗУ). Упрочнение поверхностного слоя образцов осуществляли на ультразвуковой установке металличес-

кими шариками диаметром 1,6 мм. Амплитуда колебаний стенок волнового концентратора составляла 50...100 мкм. Скорость соударения шариков с упрочняемой поверхностью находилась в диапазоне 2...4 м/с. Масса шариков в загрузке составляла 390...410 г. Различную твердость поверхности реализовывали за счет варьирования временем упрочнения при постоянной интенсивности и других параметрах обработки.

Микротвердость измеряли на косых шлифах на приборе ПМТ-3 при нагрузке на индентор 50 г. Учитывая наличие «завалов» на крае шлифов, измерения начинали на некотором расстоянии от края, а микротвердость поверхности определяли путем экстраполяции на поверхность. Степень наклена определяли как отношение микротвердости поверхности к микротвердости сердцевины (в процентах). Глубину наклена определяли графическим способом.

Электронно-микроскопические исследования проводили на просвечивающем электронном микроскопе JEM-100CXII при ускоряющем напряжении 100 кВ. Тонкие фольги приготавливали из рабочей части образцов-свидетелей. Приготовление фольг осуществлялось по стандартной методике, с применением технологии струйной полировки.

Предварительно микроструктуру образцов исследовали на оптическом микроскопе МИМ-8. Более полные исследования микроструктуры и изломов образцов проводили на растровом электронном микроскопах JSM-T300 фирмы JEOL и РЭМ-106И при ускоряющем напряжении 20...30 кВ во вторичных электронах. Металлографические шлифы подвергали механическому полированию с последующим анодным электрохимическим травлением в течение 10...30 с.

Результаты исследований и их обсуждение

Для анализа и интерпретации механизмов упрочнения сплавов в СМК состоянии выполнили исследование микроструктуры, а также дислокационной структуры образцов в литом состоянии и после ИПД винтовой экструзией. На рис. 1 показаны макро- и микроструктуры исследованных образцов и соответствующие им рентгенограммы.

Микроструктура сплава BT1-0 в литом состоянии представляла собой β -превращенные зерна размером 150...200 мкм, которые состоят из пачек параллельных α -пластин, толщиной 4...10 мкм и длиной сравнимой с размером первичного β -зерна [17]. Крупные зерна литого сплава содержали большое количество дефектов кристаллической решетки, а также элементы субструктур в виде блоков кристаллической мозаики, субзерен. Соотношение суммарной объемной доли тела зерна к границам зерен у материала в таком состоянии значительно.

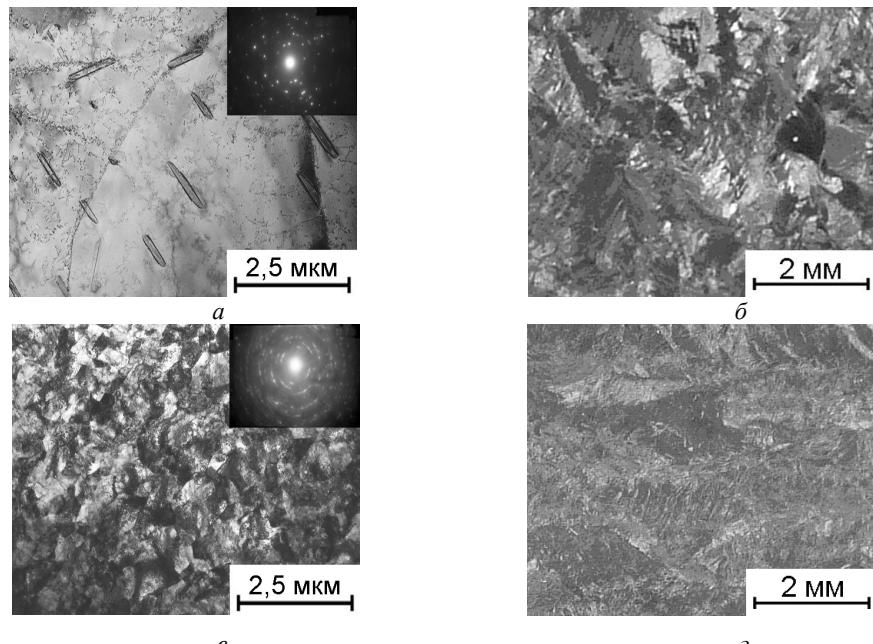


Рис. 1. Макро- и микроструктура исходного образца (а, б) и образца после ВЭ (в, г)

В сплаве в СМК состоянии наблюдалась структура α -фазы, напоминающая пластины волнистой формы (рис. 1, г), что, очевидно, объясняется особенностями технологии получения данного материала. Как видно из рис. 1, винтовая экструзия приводит к измельчению структурных элементов. Анализ результатов металлографического исследования показал, что происходит интенсивное диспергирование структурных составляющих и формируется структура, со средним размером зерен порядка 200...250 нм.

На рис. 2 показаны кривые упрочнения сплава BT1-0 в исследованных состояниях.

Зависимости напряжения течения от степени деформации в области средних величин дефор-

мации имеют вид:

$S = 761 \cdot e_1 + 280$ — в исходном, литом, крупнокристаллическом состоянии;

$S = 562 \cdot e_1 + 515$ — после ИПД методом ВЭ в субмикрокристаллическом состоянии.

Анализ кривых упрочнения показывает, что сплав после интенсивной пластической деформации имеет на 24 % меньшую склонность к упрочнению, по сравнению со сплавом в исходном состоянии. Однако, несмотря на предшествующую интенсивную деформацию, материал сохранил достаточно высокую способность к дальнейшему упрочнению.

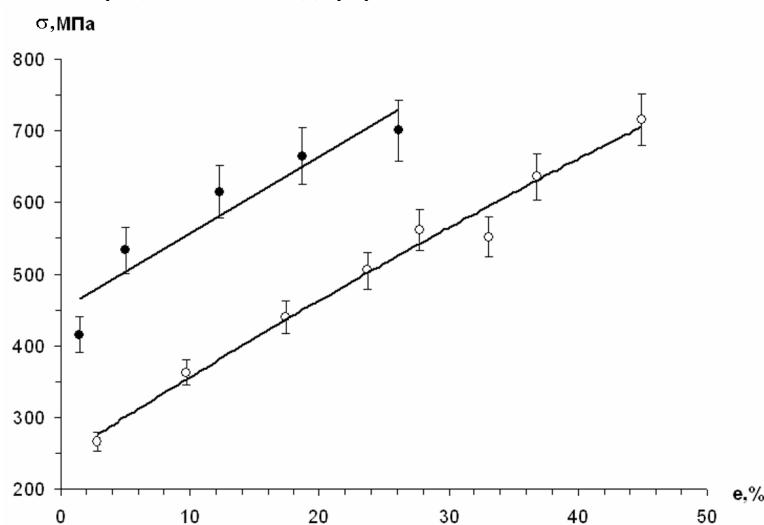


Рис. 2. Кривые упрочнения сплава BT1-0: ○ — в литом состоянии, ● — после ИПД методом винтовой экструзии

Полученные результаты могут теоретически быть обоснованы следующим. После ИПД размер структурных составляющих в металле уменьшается, происходит их интенсивное диспергирование, преобладают большеугловые границы зерен [18]. Средний размер зерен составляет 150...250 нм [13]. При этом общее количество зерен увеличивается, что, естественно, приводит к увеличению протяженности границ и удельному объему границ зерен достигающему 10...20 % от общего объема образца [19]. Значительна объемная доля тройных стыков. Также известно [3], что при среднем размере зерен порядка 150...250 нм, в материале могут присутствовать бездислокационные зерна (до 15...20 % общего количества), зерна с хаотической дислокационной структурой (до 50...60 % общего количества), и зерна, содержащие дислокационную субструктуру – ячейки или фрагменты (до 20...30 % общего количества).

Значительную долю границ фрагментов составляют высокоугловые границы [20]. Плотность точечных дефектов и дислокаций внутри зерен СМК сплавов обычно очень мала, поскольку границы зерен эффективно поглощают точечные дефекты и решеточные дислокации [19]. Следует также отметить, что материалы в СМК состоянии обладают неравновесными границами зерен, ширина которых определенная разными методами на различных материалах, составляет от 0,4 до 1,0 нм. Атомная структура границ не является простой и зависит от многих параметров: взаимной ориентации соседних кристаллов, типом межатомного взаимодействия и т.д. Атомная плотность межфазных границ на 20...40 % меньше плотности зерен. Неравновесность также характеризуется избыточной энергией границ зерен, наличием дальнодействующих упругих напряжений и высокой плотностью зернограничных дефектов, а также вызывает возникновение высоких напряжений и искажения кристаллической решетки, изменение межатомных расстояний и появление значительных смещений атомов, вплоть до потери дальнего порядка [21]. Результатом этих процессов является значительное повышение микротвердости СМК сплавов [22].

Таким образом, можно считать, что материалы в СМК состоянии занимают промежуточное место между крупнокристаллическими и нанокристаллическими материалами и представляют собой неоднородные структуры смешанного типа, состоящие из участков с ультрамелким зернами и зернами больших размеров, внутри которых процессы формирования деформационных высокоугловых границ не завершены. Внутри последних, как правило, присутствуют ультрамелкие субзерна или же они разбиты на фрагменты с внутренними малоугловыми границами [23].

Особенности структуры титана подвергнуто-

го винтовой экструзии обусловливают специфический характер механизма деформации и упрочнения. В поликристаллах, имеющих размеры нескольких микрометров и выше, скольжение происходит по телу зерен, а границы зерен в них являются стопорами для дислокаций. Это приводит к тому, что передача скольжения от зерна к зерну вносит существенный вклад в напряжение течения. В случае же материалов в СМК состоянии границы зерен имеют неупорядоченную структуру атомов, близкую к аморфной и являются с точки зрения прочности, наиболее слабым местом. Пластическая деформация идет вдоль этих границ путем проскальзывания зерен друг относительно друга. При этом, дислокационное скольжение в теле зерен такого размера сильно затруднено в связи с тем, что, несмотря на низкую плотность дислокаций, источники дислокаций типа Франка-Рида не могут работать эффективно при малых размерах зерен [24]. Однако, поскольку деформация всегда осуществляется комплексом различных механизмов стремящимся к согласованию, не существует единственных критических значений размеров зерен для включения или выключения конкретных механизмов деформации.

Анализируя механизмы упрочнения, следует отметить, что зарождение и эволюция дефектов структуры в сплавах в СМК состоянии существенно отличаются от таковых в крупнозернистых поликристаллах [19]. При этом, основные отличия проявляются, в первую очередь, не за счет появления новых механизмов, а за счет перераспределения ролей каждого из существующих механизмов упрочнения в связи с особенностями их строения [25]. В тоже время материалы в СМК состоянии занимают промежуточное место между нанокристаллическими и крупнокристаллическими, поэтому в них могут одновременно наблюдаться явления и процессы, происходящие в указанных классах материалов.

В крупнокристаллических материалах, зерна которых содержат большое количество дефектов и имеющие разную разориентировку, для сохранения в процессе деформации сплошности по границам необходимо действие нескольких независимых систем скольжения в каждом зерне. Наличие границ приводит всегда к тому, что простое скольжение при деформации в каждом кристалле заменяется множественным скольжением. При приложении внешнего напряжения к поликристаллам пластическая деформация, в первую очередь, произойдет в зерне, наиболее благоприятно ориентированном к внешнему напряжению (т. е. с наибольшим касательным напряжением). В остальных зернах деформация не выходит за пределы упругой. С ростом внешнего напряжения наблюдается постепенное вовлечение остальных зерен в процесс пластиической деформации при

сохранении сплошности зерна. Описанные выше эффекты приводят к существенной неоднородности напряженно-деформированного состояния внутри зерна, что приводит к генерации новых и фиксации существующих дефектов в теле зерна, и как следствие, его упрочнению.

В металлах с СМК структурой часть зерен бездефектные, т. е. в них дальнейшее упрочнение не возможно. Часть зерен имеет субзеренную структуру, в которых процессы упрочнения аналогичны крупнокристаллическим. Основной вклад в упрочнение СМК металлов вносят границы зерен. Так известно, что упрочнение более интенсивно происходит на границах зерен, и что мелкое зерно упрочняется интенсивнее крупного [6]. Иными словами, напряжение течения (сопротивление деформации) возрастает с уменьшением размера зерна не из-за наличия границы самой по себе, а из-за взаимодействия между зернами, разделенными этой границей. Таким образом, в СМК металлах большой вклад в упрочнение связано с процессами, препятствующими протеканию зернограницевого проскальзывания [26].

Для выявления стадийности деформации измеряли твердость образцов после осадки. На рис. 3 показаны установленные зависимости твердости испытанных образцов от степени пластической деформации. Видно, что в исследованной области деформаций характер кривых «истинная деформация-твердость» для сплава в крупнокристаллическом и СМК состояниях аналогичен. Наблюдаются три стадии упрочнения. Также можно отметить, что для сплава в СМК состоянии переход от одной стадии к другой происходит при меньшей деформации, что вероятно, связано с особенностями процесса упрочнения и деформации СМК сплавов описанными выше.

Рассматривая процесс пластической деформации ПС при ультразвуковом упрочнении шари-

ками можно выделить следующие его особенности. Пластическая деформация осуществляется за счет энергии удара об обрабатываемую поверхность стальных шариков, разгоняемых колеблющимися с ультразвуковой частотой стенками волнового концентратора и характеризуется относительной «мягкостью» обработки. Сила удара шариков по обрабатываемой поверхности при УЗУ незначительна, но частота ударов может достигать большой величины. Температура в зоне контакта зависит от динамической твердости обрабатываемой поверхности, и для титановых сплавов может достигать 150...200 °C.

Для образцов, поверхностный слой которых подвергали ультразвуковому упрочнению, исследовали закономерности изменения микротвердости по глубине ПС. Для всех исследованных образцов максимальное значение микротвердости наблюдалось на поверхности (рис. 4, а, б). По мере удаления от поверхности микротвердость асимптотически приближалась к микротвердости неупрочненных образцов. Среднее значение микротвердости неупрочненных образцов составляло 750...775 МПа – для образцов в крупнокристаллическом состоянии (рис. 4, а) и 1125...1200 МПа – для образцов после ИПД, в субмикрокристаллическом состоянии (рис. 4, б).

На рис. 5 показана совместная зависимость степени, и глубины наклена ПС от времени упрочнения. Результаты экспериментов показали, что изменение указанных характеристик происходит немонотонно. Так, в начальный момент времени, соответствующий 7...8 минутам, происходит упрочнение ПС, что сопровождается повышением степени его наклена. При этом видно, что образцы в исходном состоянии упрочняются до степени наклена 60...63 %, а для образцов, подвергнутых ИПД, максимальная степень наклена не превышала 30...33 %.

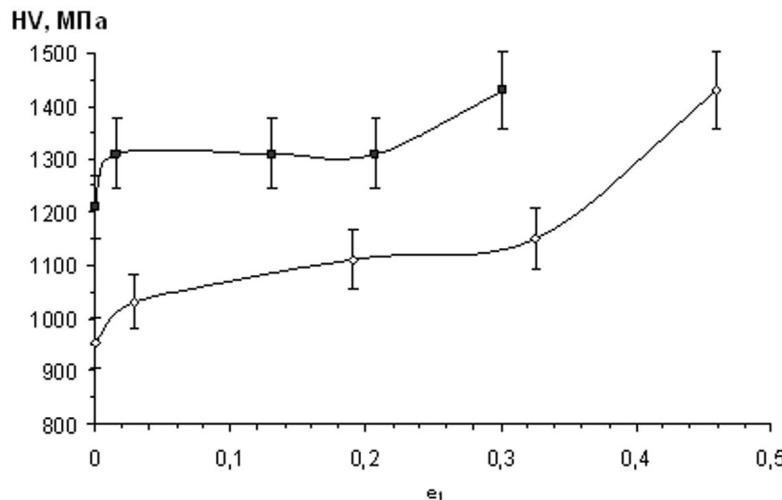


Рис. 3. Зависимость твердости образцов от степени деформации сплава BT1-0:

○ – в литом состоянии, ● – после ИПД методом винтовой экструзии

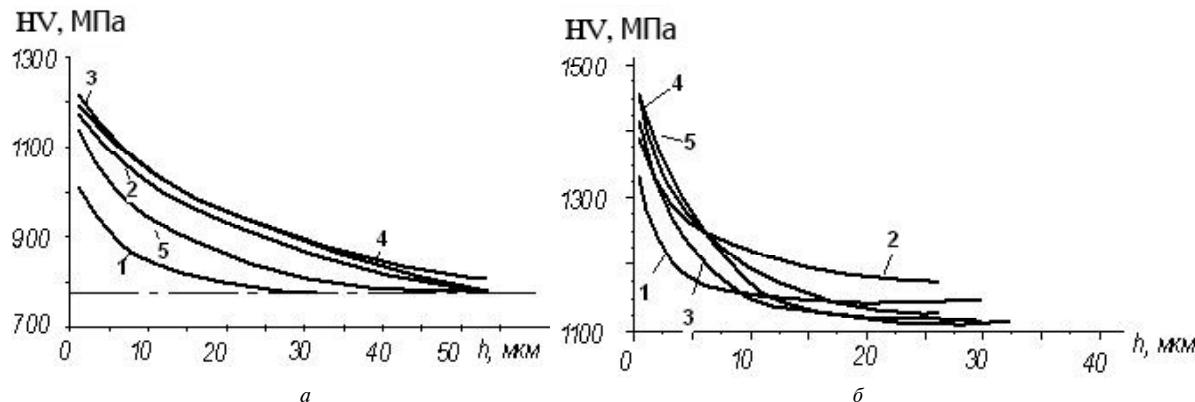


Рис. 4. Изменение микротвердости по глубине образцов из сплава ВТ1-0 в исходном (литом) состоянии (а) и в СМК состоянии (б) в зависимости от времени упрочнения:
1 – 8 мин; 2 – 10 мин; 3 – 12 мин; 4 – 15 мин; 5 – 18 мин

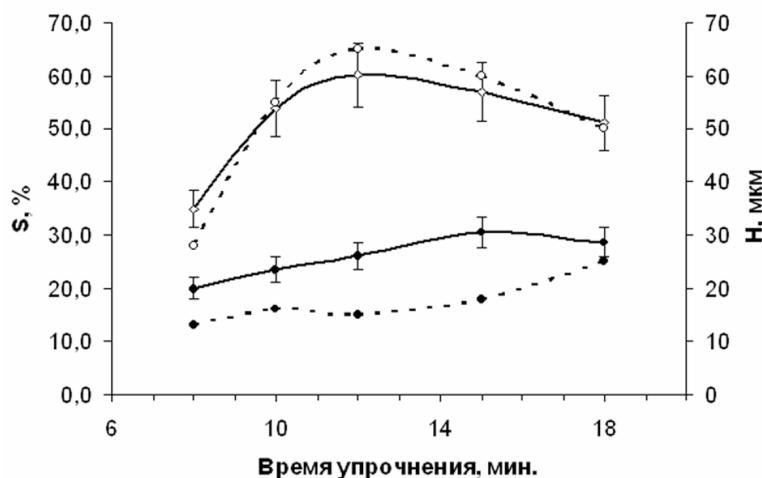


Рис. 5. Зависимость степени наклена (—) и глубины наклена (- - -) от времени упрочнения;
○ — для сплава в литом состоянии, ● — для сплава после ИПД

Необходимо отметить, что характер изменения степени наклена для образцов в исходном и СМК состояниях аналогичен, в то время как характер изменения глубины наклена со временем упрочнения различается.

Наблюдаемое уменьшение глубины наклена с увеличением времени УЗУ можно объяснить следующим. При соударении шарика с обрабатываемой поверхностью часть его кинетической энергии затрачивалась на пластическую деформацию металла. В результате, в ПС образца образовывалась сферическая, пластически деформированная область, твердость и прочность материала в которой выше, чем у соседних, недеформированных областей. Многочисленные удары шариков равномерно покрывали упрочняемую поверхность пластическими отпечатками, в результате чего формировался тонкий слой с измененными механическими характеристиками, по сравнению с сердцевиной образца. Толщина деформированного

слоя определялась глубиной пластической деформации от единичных ударов шариков и зависела от их массы, скорости полета, угла соударения с упрочняемой поверхностью и рядом прочих условий. Учитывая, что твердость и предел текучести ПС по мере упрочнения увеличивались, глубина области пластической деформации от последующих ударов оказывалась меньше, чем уже сформировавшийся деформированный поверхностный слой. Одновременно с уменьшением толщины упрочненного слоя за счет дополнительной деформации в процессе упрочнения происходил его износ, вызванный переносом частиц материала ПС шариками. В результате многократной локальной пластической деформации, сопровождающейся износом ПС, по мере упрочнения его толщина, а следовательно и глубина наклена, уменьшались. Микротвердость поверхности и степень наклена при этом незначительно снижались.

Отличительной особенностью исследованных образцов является меньшая толщина упрочненного слоя и степень наклена характерная для образцов после ИПД, что, вероятно, объясняется большей прочностью материала.

Выводы

Таким образом, исследования упрочняемости сплава ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии при сжатии позволили сделать следующие выводы:

1. Интенсивная пластическая деформация сплава способствует почти двукратному повышению напряжения текучести при сжатии. При этом повышается коэффициент упрочнения на 23...25%, по сравнению со сплавом в исходном состоянии, что свидетельствует о наличии запаса технологической пластичности. Высокая склонность к деформационному упрочнению, после интенсивной пластической деформации свидетельствует об эффективности применения методов отделочно-упрочняющей обработки поверхностного слоя деталей, изготовленных из сплавов в субмикрокристаллическом состоянии, а также сварных швов и наплавленных зон, полученных с использованием СМК присадочных материалов, с целью дополнительного повышения их прочности при переменных нагрузках.

2. Основной вклад в деформационное упрочнение крупнокристаллических материалов вносят механизмы упрочнения тела зерна, в то время как для сплавов в наноструктурированном состоянии основная роль отводится механизмам зерногранничного упрочнения. Упрочнение сплавов в субмикрокристаллическом состоянии происходит как за счет повышения прочности тела зерен, так и за счет повышения прочности их границ.

3. Наиболее рациональным режимом ультразвукового упрочнения поверхностного слоя деталей из сплава ВТ1-0 в СМК состоянии, сварных швов и наплавленных зон, полученных с использованием СМК присадочных материалов, с точки зрения формирования поверхностного наклена является время упрочнения: для сплава в исходном состоянии – 10...12 мин, для сплава предварительно подвергнутого ИПД – 14...16 мин.

Список литературы

1. Влияние состояния поверхности субмикрокристаллических панелей и α -железа на их деформацию и механические свойства / [А. В. Панин, В. Е. Панин, И. П. Чернов и др.] // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 4. – № 6. – С. 87–94.
2. Папин В. Е. Поверхностные слои нагруженных твердых тел как мезоскопический структурный уровень деформации / В. Е. Папин // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 4. – № 3. – С. 5–22.
3. Козлов Э. В. Механизмы деформации и механические свойства наноматериалов / Э. В. Козлов, А. Н. Жданов, Н. А. Конева // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 10. – № 3. – С. 95–103.
4. Анализ деформационного упрочнения титана в широком интервале деформаций по результатам испытаний на растяжение, сжатие и твердость / [Ю. Н. Подрезов, Н. И. Даниленко, Е. Н. Борисовская и др.] // Металлофизика и новейшие технологии. – Т. 26. – № 3. – 2004. – С. 669–673.
5. Подрезов Ю. Н. Два подхода к анализу кривых деформационного упрочнения / Ю. Н. Подрезов, С. А. Фирстов // Физика и техника высоких давлений. – Т. 16. – № 4. – 2006. – С. 37–47.
6. Смелянский В. М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием / Смелянский В. М. – М.: Машиностроение, 2002. – 300 с.
7. Белкин Л. М. Оптимизация технологии упрочнения плоских деталей поверхностным пластическим деформированием / Белкин Л. М., Гензелев С. М. // Проблемы прочности. – 1984. – № 1. – С. 110–115.
8. О сопротивлении усталости титанового сплава ВТ3-1 в связи с поверхностным наклением / [Степнов М. Н., Вейцман М. Г., Гиацинтов Е. В. и др.] // Проблемы прочности. – 1985. – № 3. – С. 20–23.
9. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / [В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, П. Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье, изд. ОАО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
10. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / Под ред. Н. И. Резникова. – М.: Машиностроение, 1972. – 200 с.
11. Шифрин А. Ш. Обработка резанием коррозионностойких, жаропрочных и титановых сталей и сплавов / Шифрин А. Ш., Резницкий Л. М. – М.-Л.: Машиностроение, 1964. – 448 с.
12. Кроха В. А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации / Кроха В. А. – М.: Машиностроение, 1968. – 131 с.
13. Винтовая экструзия – процесс накопления деформации / Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Орлов Д. В. – Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.
14. Растегаев М. В. Новый метод равномерного осаживания образцов для определения истинного сопротивления деформации и коэффициента внешнего трения / Растегаев М. В. // Заводская лаборатория. – 1940. – № 3. – С. 350–354.
15. ГОСТ 2999-75 Металлы и сплавы. Метод измерения твердости по Виккерсу.

16. Кроха В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации / Кроха В. А. – М. : Машиностроение, 1980. – 157 с.
17. Ткач Д. В. Особенности структуры и разрушения титана марки BT1-0 в субмикрокристаллическом состоянии при циклическом нагружении / Д. В. Ткач, Д. В. Павленко, В. Е. Ольшанецкий // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – 2011. – № 1. – С. 11–18.
18. Влияние холодной пластической деформации на структуру, деформационное поведение и механические свойства ультрамелкозернистого титана / [Г. П. Грабовецкая, Ю. Р. Колобов, К. В. Иванов, О. В. Забудченко] // Физическая мезомеханика : спец. выпуск. – 2004. – № 7. – Ч. 2. – С. 22–25.
19. Бобылев С. В. Зарождение нанозерен, наномасштабная аморфизация и трансформации дисклинаций в деформируемых наноматериалах / С. В. Бобылев, И. А. Овидько // Materials Science and Engineering 8 (2009). – Р. 65–82.
20. Малыгин Г. А. Механизм деформационного упрочнения и образования дислокационных структур в металлах при больших пластических деформациях / Г. А. Малыгин // Физика твердого тела. – 2006. – Т. 48. – № 4. – С. 651–657.
21. Деформационное поведение и локализации пластической деформации на мезо- и макромасштабном уровнях в субмикрокристаллическом титане / Е. Ф. Дударев, Г. П. Бакач, Г. П. Грабовецкая и др.] // Физическая мезомеханика. – 2001. – Т. 4. – № 1. – С. 97–104.
22. Наноматериалы, нанопокрытия, нанотехнологии : учеб. пособие / Азаренков Н. А., Береснев В. М., Погребняк А. Д. и др. – Х. : ХНУ имени В. Н. Каразина, 2009. – 209 с.
23. Маркушов М. И. О принципах деформационных методов измельчения зерен алюминиевых сплавов до ультрамелких размеров Ч. 2. Ультрамелкозернистые сплавы / М. И. Маркушев // Физика металлов и материаловедение. – 2009. – Т. 108. – № 2. – С. 169–179.
24. Мильман Ю. В. Механическое поведение нанокристаллических и наноквазикристаллических материалов / Ю. В. Мильман // Нанотехнологии: наука и производство. – 2009. – 2(3). – 17 с.
25. Новиков Н. И. Сверхпластичность сплавов с ультрамелким зерном / Новиков Н. И., Портной В. К. – М. : Металлургия, 1981. – 168 с.
26. Чувильдоев В. Н. Неравновесные границы зерен в металлах. Теория и приложения / Чувильдоев В. Н. – М. : ФИЗМАТЛИТ, 2004. – 304 с.

Поступила в редакцию 10.11.2011

Павленко Д.В. Зміцнювальність сплаву BT1-0 у субмікрокристалічному стані при стисканні

Розглянуті особливості структури і механізми зміцнення при деформації стиском сплаву BT1-0 у крупнокристалічному та субмікрокристалевому стані, сформованого інтенсивною пластичною деформацією під час гвинтової екструзії. Встановлено закономірності зміцнення сплаву у різних структурних станах, а також зміцнення поверхневого шару при оздоблювально-zmіцнювальної обробці деталей сталевими кульками в ультразвуковому полі.

Ключові слова: титановий сплав, зміцнювальність, міцність, зерно, граници зерен, інтенсивна пластична деформація, гвинтова екструзія.

Pavlenko D. Strengthening of alloy BT1-0 when compression in submicrocrystalline state

Structure features and strain hardening mechanisms when compression of the alloy BT1-0 in the coarse- and sub-microcrystalline state formed due to severe plastic deformation when cross screw extrusion have been considered. The mechanisms of alloy hardening in different structural states and surface layer hardening during finishing and hardening processing with steel balls in supersonic field have been established.

Key words: titanium alloy, strengthability, strength, grain, grain boundary, severe plastic deformation, screw extrusion.

УДК 539.374.001.8.

Д-р техн. наук В. В. Чигиринский, А. Ю. Матюхин*Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье*

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ОСАДКЕ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ВНЕШНЕЙ РАДИАЛЬНОЙ НАГРУЗКИ

Получено обобщенное уравнение равновесия для осесимметричной задачи в цилиндрических координатах, решение которого в аналитическом виде позволяет определить функцию касательных напряжений от координат очага деформации. Определены составляющие тензора напряжений для плоской осесимметричной задачи. Исследование напряженного состояния толстостенной трубы при торцевой осадке с учетом радиального внешнего и внутреннего подпора. Показано влияние радиального подпора на распределение нормальных и касательных напряжений.

Ключевые слова: напряжение, деформация, пластичность, прочность, радиальная нагрузка.

Введение

Осадка полых тел вращения в осевом направлении используется для получения изделий различного назначения: бандажей, колец. Осадка в контейнерах используется для получения точных размеров заготовки по внешнему и внутреннему диаметру. В порошковой металлургии, в условиях неоднородного всестороннего сжатия, получают цилиндрические изделия в условиях внешнего и внутреннего подпора. Решение этой задачи имеет теоретическое и практическое значения.

Предлагаемая математическая модель напряженного состояния толстостенной трубы при осадке, учитывает контактное трение, фактор формы, с учетом внешнего и внутреннего подпора.

Постановка задачи

Замкнутая постановка задачи в условиях плоской деформации для тел вращения имеет вид:
уравнение равновесия:

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\varphi}}{\rho} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0, \quad (1)$$

условие пластичности:

$$(\sigma_{\rho} - \sigma_z)^2 + 4\tau_{\rho z}^2 = 4k^2, \quad (2)$$

уравнение связи:

$$\frac{\sigma_{\rho} - \sigma_z}{2\tau_{\rho z}} = \frac{\xi_{\rho} - \xi_z}{\gamma_{\rho z}}, \quad (3)$$

условие несжимаемости:

$$\xi_{\rho} + \xi_z = 0, \quad (4)$$

уравнение неразрывности скоростей деформаций:

$$\frac{\partial^2 \xi_{\rho}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial \rho^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{\rho z}}{\partial z \partial \rho}. \quad (5)$$

Границные условия задаются в напряжениях, с учетом тригонометрического распределения напряжений на контакте, т. е.

$$\tau_n = -k \cdot \sin(\Lambda \Phi - 2\alpha), \quad (6)$$

где σ, τ — нормальное и касательное напряжение; τ_n — контактное касательное напряжение; α — угол наклона площадки; k — сопротивление пластическому сдвигу; Φ — функция координат ρ, z ; Λ — постоянная величина.

Выражения (3)...(5) не используются при решении задачи, но имеют место для обоснования схемы плоского течения.

Решение задачи

В работе [1] представлено обобщенное уравнение равновесия, где определяющей функцией является касательное напряжение $\tau_{\rho z}$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^2 \tau_{\rho z}}{\partial \rho^2} - \frac{\partial^2 \tau_{\rho z}}{\partial z^2} + \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\frac{\tau_{\rho z}}{\rho} \right) - \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \left(\pm \frac{1}{\rho} \sqrt{k^2 - \tau_{\rho z}^2} \right) = \pm 2 \frac{\partial^2}{\partial z \partial \rho} \left(\sqrt{k^2 - \tau_{\rho z}^2} \right). \end{aligned} \quad (7)$$

Аналитическое решение последнего уравнения позволяет найти функциональную зависимость

касательного напряжения от координат очага деформации. Для удовлетворения граничных условий (6) имеем:

$$\tau_{\rho z} = k \cdot \sin A\Phi. \quad (8)$$

Такая подстановка позволяет линеаризовать уравнение. Используем фундаментальную зависимость в виде:

$$k = H_\sigma \exp \theta, \quad (9)$$

где H_σ – функция координат ρ, z ; θ – показатель экспоненты, как функция, координат. Из (9) следует, что сопротивление пластической деформации является величиной переменной.

Касательное напряжение, которое удовлетворяет дифференциальное уравнение (7) имеет вид:

$$\tau_{\rho z} = \left(\frac{C_2}{\rho} + C_1 \rho \right) \exp \theta \sin A\Phi \quad (10)$$

при выполнении условия $\theta_\rho = -A\Phi_z$; $\theta_z = A\Phi_\rho$.

Подставляя (10) в уравнение равновесия (1) и интегрируя, получим:

$$\begin{aligned} \sigma_\rho &= \left(\frac{C_2}{\rho} + C_1 \rho \right) \exp \theta \cos A\Phi - \\ &- 2C_1 \cdot I_1 + \sigma_0 + f(z) + C, \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \sigma_z &= - \left(\frac{C_2}{\rho} + C_1 \rho \right) \exp \theta \cos A\Phi - \\ &- 2C_1 \cdot I_2 + \sigma_0 + f(\rho) + C. \end{aligned} \quad (12)$$

Интегралы

Можно показать, что $I_1 = I_2$. Равенство интегралов определяется особенностями гармонических функций. В выражениях (11), (12) имеет место постоянные C_1, C_2 , которые можно определить из граничных условий.

Анализ полученных результатов

Запишем граничные условия (рис. 1).

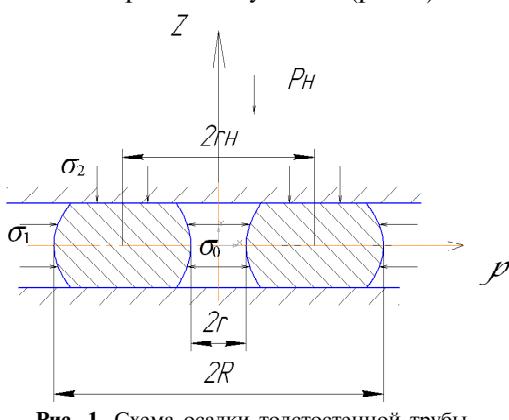


Рис. 1. Схема осадки толстостенной трубы

1. При $\rho = r$, $z = \frac{h}{2}$, $\theta = \theta_0$, $A\Phi = A\Phi_0$,

$$\sigma_\rho - \sigma_z = 2k_0 + \sigma_0 = 2k_0 \xi_0; \quad \xi_0 = 1 + \frac{\sigma_0}{2k_0}.$$

2. При $\rho = R$, $z = \frac{h}{2}$, $\theta = \theta_1$, $A\Phi = A\Phi_1$,

$$\sigma_z - \sigma_\rho = 2k_1 + \sigma_1 = 2k_1 \xi_1; \quad \xi_1 = 1 + \frac{\sigma_1}{2k_1}.$$

При подстановке предельных условий имеем систему уравнений:

$$2k_0 \xi_0 = 2 \left(C_1 \cdot r + \frac{C_2}{r} \right) \cdot \exp \theta_0 \cdot \cos A\Phi_0;$$

$$2k_1 \xi_1 = 2 \left(C_1 \cdot R + \frac{C_2}{R} \right) \cdot \exp \theta_1 \cdot \cos A\Phi_1,$$

где ξ_1, ξ_2 – значения которые определяют величину подпора на внешнем и внутреннем диаметре.

Решая систему относительно C_1, C_2 , имеем:

$$C_1 = \frac{1}{R^2 - r^2} \left[R \frac{k_1 \cdot \xi_1}{\exp(\theta_1) \cdot \cos A\Phi_1} - r \frac{k_0 \cdot \xi_0}{\exp(\theta_0) \cdot \cos A\Phi_0} \right];$$

$$C_2 = \frac{R \cdot r}{R^2 - r^2} \left[R \frac{k_0 \cdot \xi_0}{\exp(\theta_0) \cdot \cos A\Phi_0} - r \frac{k_1 \cdot \xi_1}{\exp(\theta_1) \cdot \cos A\Phi_1} \right].$$

Подставляя исходные выражения в (11), (12), получим:

$$\sigma_\rho = - \left[\frac{R \cdot k_1 \cdot \xi_1 \cdot \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_1)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_1} - \frac{r \cdot k_0 \cdot \xi_0 \cdot \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_0)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_0} \right] \cdot \cos A\Phi + k_0, \quad (13)$$

$$\sigma_z = -3 \left[\frac{R \cdot k_1 \cdot \xi_1 \cdot \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_1)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_1} - \frac{r \cdot k_0 \cdot \xi_0 \cdot \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_0)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_0} \right] \cdot \cos A\Phi + k_0, \quad (14)$$

$$\tau_{\rho z} = \left[\frac{R \cdot k_1 \cdot \xi_1 \cdot \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_1)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_1} - \frac{r \cdot k_0 \cdot \xi_0 \cdot \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right) \cdot \exp(\theta - \theta_0)}{(R^2 - r^2) \cdot \cos A\Phi_0} \right] \cdot \sin A\Phi. \quad (15)$$

Из уравнения Лапласа, с учетом граничных и очевидных условий в зоне деформирования, определим функции θ и $A\Phi$, которые связаны соотношениями Коши-Римана:

$$A\Phi = AA_1 z + AA_6 \cdot \rho \cdot z = -AA_6 \cdot z \cdot (\rho - r_n);$$

$$\theta = AA_6 \cdot \frac{\rho^2}{2} - AA_6 \cdot r_n \cdot \rho - AA_6 \cdot \frac{z^2}{2},$$

где r_n — радиус, который определяет положение нейтрального сечения.

С целью анализа выражений (13), (14) и (15) были проведены расчеты напряжения на контакте. Построены графики распределения напряжений на контакте, рис. 2–5. Из которых видно, что подпор существенным образом влияет на напряженное состояние толстостенной трубы при осадке. С увеличением коэффициента подпора ξ_0 , ξ_1 возрастает величина напряжения и характер распределения по длине ячейки деформации.

Используя выражение (13), можно определить усилие, которое оказывает металл при действии на боковую поверхность контейнера со стороны внешней и внутренней части трубы.

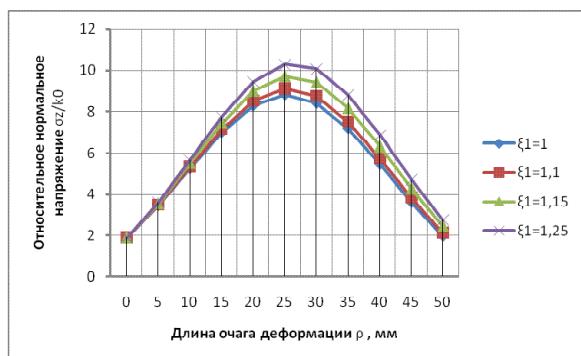


Рис. 2. Распределение относительного нормального напряжения при факторе формы $S/h = 5$; коэффициенте трения $f = 0,5$; $\xi_1 = 11,25$; $\xi_0 = 1$

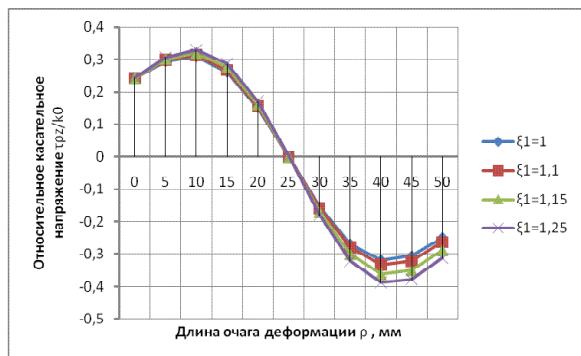


Рис. 3. Распределение относительного касательного напряжения при факторе формы $S/h = 5$; коэффициенте трения $f = 0,5$; $\xi_1 = 11,25$; $\xi_0 = 1$

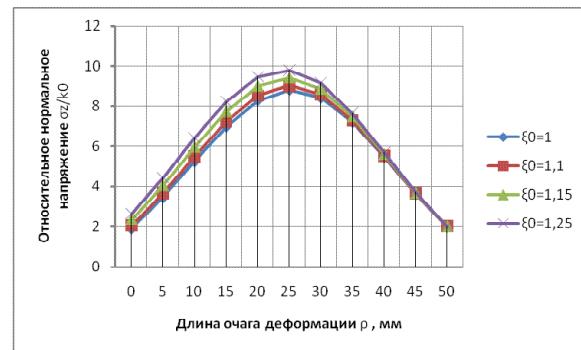


Рис. 4. Распределение относительного нормального напряжения при факторе формы $S/h = 5$; коэффициенте трения $f = 0,5$; $\xi_1 = 1$; $\xi_0 = 11,25$

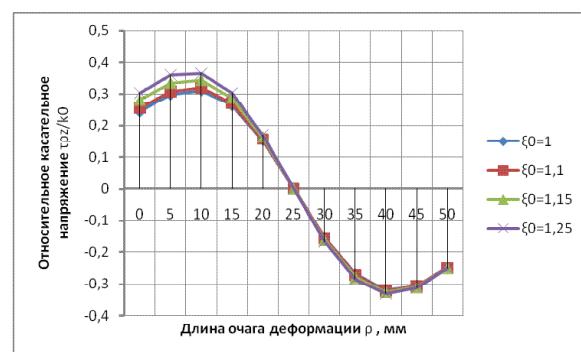


Рис. 5. Распределение относительного касательного напряжения при факторе формы $S/h = 5$; коэффициенте трения $f = 0,5$; $\xi_1 = 1$; $\xi_0 = 11,25$

(S — толщина осаживаемой трубы).

Запишем граничные условия:
наружная поверхность (рис. 1)

при $\rho = R$; $\sigma_p = \sigma_1$; $f(z) = 0$; $\xi_1 = 1$.

При этом выражение (11):

$$\sigma_1 = -\frac{k_1}{\cos A\Phi_1} \exp \left[\frac{1}{2} AA_6 \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \right] \times \cos AA_6 \cdot z(R - r_n), \quad (16)$$

где $AA_6 = 2 \frac{A\Phi_0}{h(r_n - r)}$; $A\Phi_0 = \arctg \cdot f(1 - f)$;

внутренняя поверхность:

при $\rho = r$; $z = \frac{h}{2}$; $\sigma_p = \sigma_0$; $A\Phi = A\Phi_0$; $\theta = \theta_0$;

$f(z) = 0$; $\xi_0 = 1$, тогда:

$$\sigma_0 = \frac{k_0}{\cos A\Phi_0} \exp \left[AA_6 \frac{1}{2} \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \right] \cos AA_6 \cdot z(r - r_n). \quad (17)$$

Для расчета по формулам (16) и (17) необходимо знать постоянную AA_6 и значение нейт-

рального радиуса r_n . Воспользуемся граничными условиями на наружной и внутренней боковых поверхностях для касательных напряжений.

Запишем граничные условия:

наружная поверхность:

$$\text{при } \rho = R; z = \frac{h}{2}; A\Phi = A\Phi_1; \theta = \theta_1; \tau_{\rho z} = k_1 \cdot \psi_1.$$

Подставим граничные условия в выражение (15):

$$k_1 \cdot \psi_1 = \frac{R \cdot k_1 \cdot \xi_1 (R^2 - r^2)}{R(R^2 - r^2) \cos A\Phi_1} \sin A\Phi_1.$$

После сокращений и упрощений имеем:

$$\psi_1 = \xi_1 \operatorname{tg} A\Phi_1 \text{ или } \frac{\psi_1}{\xi_1} = \operatorname{tg} A\Phi_1; A\Phi_1 = \operatorname{arctg} \frac{\psi_1}{\xi_1},$$

где $\psi_1 = f(1-f)$;

внутренняя поверхность:

$$\text{при } \rho = r; z = \frac{h}{2}; A\Phi = A\Phi_0; \theta = \theta_0; \tau_{\rho z} = k_0 \cdot \psi_0.$$

Подставим граничные условия в выражение (15):

$$k_0 \cdot \psi_0 = -\frac{r \cdot k_0 \cdot \xi_0 (r^2 - R^2)}{r(R^2 - r^2) \cos A\Phi_0} \sin A\Phi_0.$$

После сокращений и упрощений имеем:

$$\psi_0 = \xi_0 \operatorname{tg} A\Phi_0 \text{ или } \frac{\psi_0}{\xi_0} = \operatorname{tg} A\Phi_0; A\Phi_0 = \operatorname{arctg} \frac{\psi_0}{\xi_0}.$$

Подставляя граничные условия на внешних и внутренних поверхностях с использованием выражения $A\Phi$, получим:

$$A\Phi_1 = -AA_6 \cdot \frac{h}{2}(R - r_n); -A\Phi_0 = -AA_6 \cdot \frac{h}{2}(r - r_n).$$

$$\text{Разделим одно на другое: } -\frac{A\Phi_1}{A\Phi_0} = \frac{R - r_n}{r - r_n}.$$

Определяем величину нейтрального радиуса r_n :

$$r_n = \frac{A\Phi_0 \cdot R + A\Phi_1 \cdot r}{A\Phi_1 + A\Phi_0}. \quad (18)$$

Принимая: $A\Phi_0 \approx \frac{\psi_0}{\xi_0}$; $A\Phi_1 \approx \frac{\psi_1}{\xi_1}$,

и подставляя в (18), окончательно получим:

$$r_n = \frac{\psi_0 \cdot \xi_1 \cdot R + \psi_1 \cdot \xi_0 \cdot r}{\psi_1 \cdot \xi_0 + \psi_0 \cdot \xi_1}. \quad (19)$$

При $\psi_0 = \psi_1$, (19) имеет вид:

$$r_n = \frac{\xi_1 \cdot R + \xi_0 \cdot r}{\xi_0 + \xi_1}. \quad (20)$$

$$\text{При } \xi_0 = \xi_1: r_n = \frac{R + r}{2}. \quad (21)$$

В работах [1, 2] r_n принимался в соответствии с (21).

Из соотношений (19)(21) видно, что нейтральный радиус r_n определяется не только значениями наружного и внутреннего радиусов, но и величиной подпора ξ_1 и ξ_0 и условиями контактного трения на наружной и внутренней поверхностях ψ_1 и ψ_0 . На рис. 6, 7 показано распределение радиальных напряжений по высоте заготовки в зависимости от коэффициента трения f и фактора формы S/h .

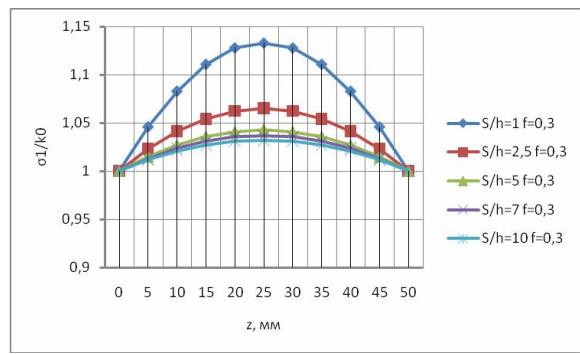


Рис. 6. Распределение контактных радиальных напряжений на наружной боковой поверхности при осадке толстостенной трубы, коэффициент трения $f = 0,3$, фактор формы 1...10

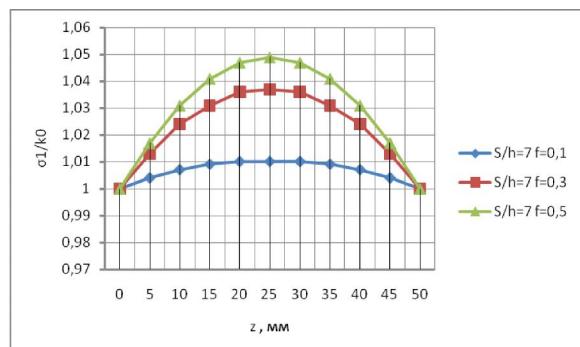


Рис. 7. Распределение контактных радиальных напряжений на наружной боковой поверхности при осадке толстостенной трубы, коэффициент трения $f = 0,1...0,5$, фактор формы 7

Напряжение подпора σ_1 на внешней поверхности показывает, что они зависят от коэффициента трения (увеличивается с увеличением f) и параметра S/h . Интерес представляет последний случай, т. к. с увеличением фактора формы величина σ_1 уменьшается.

Выводы

- Поставлена и решена осесимметричная плоская задача теории пластичности в напряжениях.
- Рассмотрена осевая осадка толстостенной трубы в условиях внешнего и внутреннего радиального подпора.
- Получены аналитические зависимости для определения наружного радиального подпора. Построены графики.

Список литературы

- Плоская задача теории пластичности в цилиндрических координатах / [В. В. Чигиринский, О. М. Силенко, С. А. Силенко, А. Ю. Матюхин] // Прогрессивные технологии пластической деформации. – М. : МИСиС, 2009. – С. 345–351.
- Чигиринський В. В. Розробка математичної моделі радіального тиску пластичного середовища при осадці полих тіл обертання / В. В. Чигиринський, А. Ю. Матюхін, В. В. Падалка // Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». – 2011. – С. 46–50.
- Чигиринский В. В. Решение осесимметричной плоской задачи теории пластичности в напряжениях / В. В. Чигиринский, С. А. Силенко, А. Ю. Матюхин // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – 2010. – № 1. – С. 121–125.
- Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / Сторожев М. В., Попов Э. А. – М. : Машиностроение, 1977. – 422 с.
- Соколовский В. В. Теория пластичности / Соколовский В. В. – М. : Высшая школа, 1962. – 608 с.
- Громов Н. П. Теория обработки металлов давлением / Громов Н. П. – М. : Металлургия, 1978. – 359 с.
- Смирнов В. С. Теория прокатки / Смирнов В. С. – М. : Металлургия, 1967. – 460 с.
- Тарновский И. Я. Течение металла при осадке толстостенных цилиндров / Тарновский И. Я., Поздеев А. А. // Сб. трудов Уральского политехн. ин-та. – 1958. – № 64. – С. 104–112.
- Тарновский И. Я. Теория обработки металлов давлением / Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ганаго О. А. – М. : Металлургиздат, 1963. – 1963. – 673 с.

Поступила в редакцию 31.08.2011

Чигиринський В. В., Матюхін А. Ю. Дослідження напруженого стану при осаді тіл обертання в умовах зовнішнього радіального навантаження

Отримано узагальнене рівняння рівноваги для осесиметричної задачі в циліндрических координатах, рішення якого в аналітичному вигляді дозволяє визначити функцію дотичних напружень від координат вогнища деформації. Визначено складові тензора напруг для плоскої осесиметричної задачі. Дослідження напруженого стану товстостінної трубы при торцевому осаджуванні з урахуванням радіального зовнішнього та внутрішнього підпору. Показано вплив радіального підпору на розподіл нормальних та дотичних напружень.

Ключові слова: напруга, деформація, пластичність, міцність, радіальне навантаження.

Chygryns'kiy V., Matyuhin A. Research of the stress state of upsetting of rotation in the conditions of external radial loading

The generalized equalization of equilibrium is got for an axis of symmetry task in cylindrical co-ordinates, the decision of which in an analytical kind allows to define the function of tangent tensions from the co-ordinates of heart of deformation. The constituents of tensor of tensions are certain for a flat axis of symmetry task. Research of the tense state of the thick-walled pipe at the butt end sinking taking into account radial external and internal head. Influence of radial head is shown on distributing of normal and tangent tensions.

Key words: stress, deformation, plasticity, strength, radial loading.

УДК 539.388.2

Канд. техн. наук В. Г. Шевченко, О. Г. Попович

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ВДОСКОНАЛЕННЯ РОЗПОДІЛУ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ У ДЕТАЛЯХ, ЗМІЦНЕНИХ ПОВЕРХНЕВИМ ПЛАСТИЧНИМ ДЕФОРМУВАННЯМ

Виконано скінченноелементне моделювання процесу обкочування деталі роликами та визначено напружено-деформований стан у зміцненій деталі. Запропоновано спосіб вдосконалення розподілу залишкових напруженень по глибині в поверхневому шарі зміцненої деталі.

Ключові слова: поверхневий шар, розподіл залишкових напруженень, скінченноелементне моделювання, пластичне деформування, опір втомі.

Вступ

Надійність й довговічність деталей машин безпосередньо пов'язані із якістю поверхневого шару, який характеризується мікроструктурою, залишковими напруженнями, геометричними та фізико-механічними параметрами.

В сучасному машинобудуванні для підвищення опору деталей втомі використовують зміцнення поверхневим пластичним деформуванням, при якому в поверхневому шарі матеріалу деталі виникають сприятливі залишкові напруження стискання.

Сприятливий вплив залишкових напружень стискання в поверхневому шарі зміцненої деталі пов'язаний з характером діаграми граничних напружень при асиметричному циклі. З цієї діаграми випливає, що при асиметричних циклах із середнім напруженням стискання гранична амплітуда напружень збільшується зі зростанням величини середнього стискаючого напруження циклу [1]. Якщо напруження від зовнішніх навантажень у деталі змінюються за симетричним циклом, а в поверхневому шарі діють залишкові напруження стискання, то результатуючі напруження змінюються за асиметричним циклом із середніми напруженнями, що дорівнюють залишковим, та з амплітудою напружень, яка дорівнює амплітуді напружень від зовнішніх навантажень.

Постановка завдання

Відомо, що зі збільшенням товщини шару із залишковими напруженнями стискання та з підвищенням їх величин до певного рівня здатність деталі чинити опір втомі зростає [2]. Залишкові напруження стискання після зміцнення поверхневим пластичним деформуванням досягають екстремуму у більшості випадків на деякій відстані від поверхні деталі [3]. У тонкому прошарку безпосередньо під поверхнею деталі

наводяться або незначні за величиною залишкові напруження стискання, або навіть залишкові напруження розтяжіння.

За умови роботи деталі при змінних напруженнях зародження втомних тріщин, зазвичай, починається саме з поверхні. Ці міркування дають підставу для пошуку можливості підвищення втомної довговічності деталі шляхом вдосконалення розподілу залишкових напруженень у поверхневому шарі матеріалу.

В цій роботі ми дотримуємося загальноприйнятого в механіці правила знаків для напружень: напруження розтяжіння вважаються додатними, а напруження стиску – від’ємними. Словосполучення «величина залишкового напруження стискання» розуміємо як абсолютну величину, тобто модуль залишкового напруження стискання.

Аналітичного розв’язання задачі про визначення напружено-деформованого стану в пружно-пластичному тілі (деталі) при контактних деформаціях, за нашими даними, до теперішнього часу немає. Інженерні методи розрахунку пружньо-пластичної контактної деформації не дають можливості побудувати епюру залишкових напружень у поверхневому шарі деталі після зміцнення. В роботі [4], за допомогою програмного комплексу ANSYS, виконано скінченноелементне моделювання пружньо-пластичного деформування поверхневого шару деталі, що відбувається в процесі вигладжування одним інструментом, і побудовано епюри залишкових напружень, які виникли в результаті вигладжування у поверхневому шарі деталі з пласкою поверхнею.

Мета цієї роботи – дослідити, застосовуючи скінченноелементне моделювання, характер розподілу залишкових напруженень по глибині у поверхневому шарі після різних варіантів зміцнення деталі обкочуванням.

Зміст і результати дослідження

Згідно умови початку пластичного деформування Треска – Сен-Венана [5] пластична деформація починається тоді, коли величина найбільшого дотичного напруження τ_{\max} у розглядаєму об'ємі пружньо-пластичного тіла досягає значення $\frac{\sigma_t}{2}$, де σ_t – границя текучості матеріалу, яку можна визначити при одновісному розтяженні.

Величина найбільшого дотичного напруження τ_{\max} дорівнює половині найбільшого з модулів різниць головних напружень $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$.

Користуючись формулами (137) глави 6 літературного джерела [6] для головних напружень в точках на осі Oh , яка проходить через центр площинки контакту двох тіл перпендикулярно до цієї площинки, можна побудувати для випадку пружнього стискання двох тіл графік залеж-

ності відношення $\frac{\tau_{\max}}{p_0}$ від відносної глибини $\frac{h}{a}$.

Тут через p_0 позначено найбільший на площинці контакту тиск, який має місце в її центрі,

$$p_0 = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q}{\pi \cdot a \cdot b},$$

де Q – величина сили, з якою стискаються розглядаємі тіла;

a і b – довжини відповідно більшої та меншої півосей еліптичного контуру площинки контакту (рис. 1);

через h позначено глибину, що відраховується від поверхні тіла до точки на осі Oh , в якій визначаємо величину τ_{\max} .

Відношення півосей еліпса пов'язано з його ексцентриситетом e формулою:

$$\frac{b}{a} = \sqrt{1 - e^2}.$$

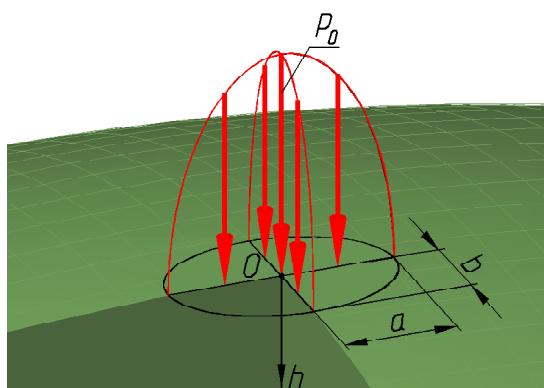


Рис. 1. Площадка силового контакту

Ексцентриситет еліптичної площинки контакту, як випливає з формул (71) і (58) глави 6 джерела [6], залежить лише від величин головної кривизни та кута між площинами головної кривизни тіл, що стискаються, в точці контакту до прикладання стискаючого зусилля \bar{Q} .

Напруженій стан циліндрів, що стискаються, в околі їхнього контакту можна розглядати як граничний випадок напруженого стану в околі еліптичної площинки контакту, коли ексцентриситет контурного еліпса $e \rightarrow 1$, тобто коли $a \rightarrow \infty$.

Аналіз графіків $\frac{2 \cdot \tau_{\max}}{p_0} \left(\frac{h}{a} \right)$ для різних

співвідношень $\frac{b}{a}$ півосей еліптичного контуру площинки контакту (фіг. 322 джерела [6]) показує, що при пружньому стисканні двох тіл екстремум (максимум) найбільшого дотичного напруження знаходитьться на певній глибині під центром площинки контакту (табл. 16 джерела [6]).

Глибина, на якій найбільше дотичне напруже-

ння первинно досягне значення $\frac{\sigma_t}{2}$ при збільшенні сили, з якою стискаються розглядувані тіла, буде тим більшою, чим більші радіуси кривизни контактуючих поверхонь цих тіл. Тому, використовуючи для поверхневого пластичного деформування інструменти, в яких робочі тіла мають різні радіуси кривизни робочих поверхонь, можна наводити в поверхневому шарі деталі залишкові напруження стискання з екстремумом на різній глибині. При цьому, для того, щоб величина цього екстремуму була приблизно однаковою при зміненні деталі геометрично подібними робочими тілами, які мають різні радіуси кривизни, необхідно, щоб величини найбільшого тиску на площинках контакту різних робочих тіл з деталлю були приблизно однаковими.

При стисканні циліндричного ролiku з радіусом R і деталі, яка має пласку поверхню, найбільшим буде тиск p_0 на вісьовій лінії прямокутної площинки контакту [6], при цьому:

$$p_0 = k \cdot \sqrt{\frac{F}{R}},$$

де F – нормальнє до поверхні деталі зусилля, що припадає на одиницю довжини твірної циліндра;

k – коефіцієнт, який залежить від механічних властивостей матеріалів деталі та ролика.

З вищепередованого випливає, що для звільнен-

ня екстремумів, найбільших дотичних напружень у деталі при стисканні з нею більшого ролику радіусом R та меншого ролика радіусом r , необхідне виконання співвідношення $\frac{F}{R} = \frac{f}{r}$.

В нашому дослідженні, при моделюванні обкочування деталі з пласкою поверхнею, величини зусиль F і f , що прикладалися до циліндричних роликів з радіусами R і r відповідно,

знаходились у співвідношенні $\frac{f}{F} \approx \frac{r}{R}$.

Для виявлення способу вдосконалення розподілу залишкових напружень у приповерхневому прошарку матеріалу виконали моделювання пластичного деформування поверхневого шару деталі при обкочуванні пласкої поверхні деталі лише одним та послідовно двома циліндричними роликами. Методом скінченних елементів у програмному комплексі ANSYS моделювали процес пластичного деформування пружньо-пластичного тіла (деталі) з пласкою поверхнею, при коченні по цій поверхні лише одного та послідовно двох жорстких циліндрів.

На препроцесорній стадії (Preprocessor) спочатку створили геометричну модель ролика та деталі таким чином, щоб ширина й товщина деталі більш ніж на порядок перевищували товщину шару матеріалу деталі, в якому виникатимуть пластичні деформації. Потім задали механічні властивості матеріалу деталі: модуль Юнга $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па; коефіцієнт Пуассона $\nu = 0,3$; границя текучості $\sigma_T = 400$ МПа; площа текучості горизонтальна, тобто модуль зміцнення $E_T = 0$.

Для генерації скінченоелементної сітки в області деталі було обрано тип елементу PLANE82 – плоский 8-вузловий елемент. У поверхневому шарі деталі, в якому після зміцнення виникнуть пластичні деформації, створено скінчені елементи, розмір яких на порядок менший за товщину цього шару. У шарах матеріалу деталі, більш віддалених від її поверхні, яка підлягає зміцненню, створено скінчені елементи більших розмірів для зменшення часу розрахунку.

Якщо призматичне або циліндричне тіло, що має значні розміри в напрямку осі Z , навантажене зрівноваженою системою зусиль, які прикладені до бічної поверхні тіла нормально до осі Z і не змінюються в напрямку осі Z , то напруження і деформації у цьому тілі не будуть залежати від координати Z [5]. Перетині тіла, перпендикулярні до осі Z , при його деформації не викривляються. Далі, оскільки в нашій контактній задачі товщина поверхневого деформованого шару

на порядок менша за розміри поперечного перетину тіла, а також за розмір тіла в напрямку віси Z , то можна прийняти, що помітної деформації тіла в напрямку віси Z не відбувається і вважати $\varepsilon_z = 0$. Отже, деформація тіла є пласкою, що й було вказано нами в ANSYS – опція *plain strain* для скінченних елементів.

У програмі вказали, що робоча поверхня ролика та оброблювана поверхня деталі складають контактну пару, при чому, ролик вважається абсолютно жорстким, тобто це *rigid-to-flexible contact pair*, за термінологією ANSYS. На робочій поверхні ролика було створено скінчені елементи типу TARGE169, а на оброблюваній поверхні деталі – скінчені елементи типу CONTA175.

За центр приведення (*pilot node*) абсолютно твердого ролика обрали центр кола, яке є контуром ролика. Процес обкочування кожним з роликів моделювали у три послідовних етапи:

Перший етап. До центру приведення прикладали зусилля деформування, нормальні до поверхні деталі.

Другий етап. Надавали центру приведення переміщення вздовж поверхні деталі, при цьому, повна величина зазначеного переміщення для коректного моделювання зміцненого шару була на порядок більшою за товщину зміцненого шару.

Третій етап. Знімали зусилля деформування з центру приведення.

Ролик у моделі може повертатися навколо центра приведення, тому при переміщенні центра приведення притиснутого до поверхні деталі ролика радіусом R на величину ΔS вздовж поверхні деталі програма визначає, що ролик повертається на кут $\Delta\phi = \frac{\Delta S}{R}$ в наслідок наявності сил тертя між поверхнями ролика та деталі (коефіцієнт тертя $\mu = 0,1$).

На рис. 2, *a* та рис. 2, *b* зображені схеми робочих ходів при зміцненні пласкої поверхні деталі відповідно більшим роликом з радіусом R , до якого прикладають нормальню до поверхні деталі більше зусилля \bar{F} , та меншим роликом з радіусом r , до якого прикладають нормальню до поверхні деталі менше зусилля \bar{f} .

На рис. 2 (*a* і *b*) проведено координатні віси X і Y , вісь Z утворює з осями X і Y праву систему координат; до цієї системи координатних осей будемо відносити компоненти тензора напруження.

Крайові умови поставленої задачі полягали у відсутності переміщень вздовж осей X і Y вузлів скінченоелементної сітки, що належать поверхні деталі, яка є протилежною до оброблюваної поверхні.

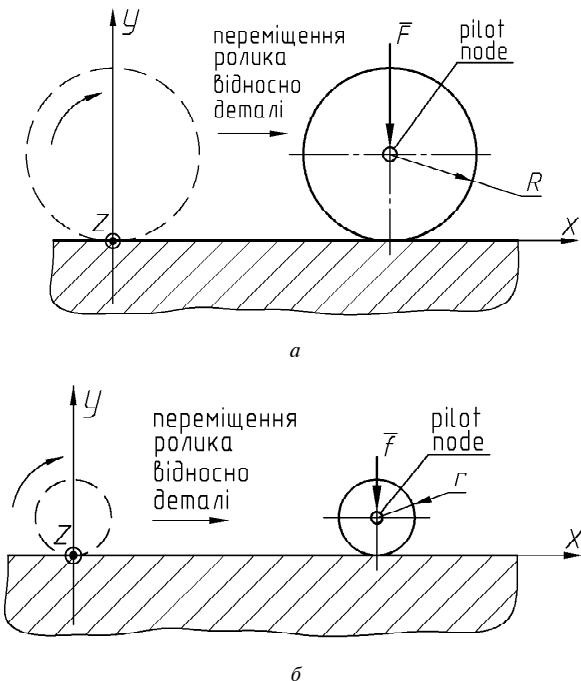


Рис. 2. Схеми робочих ходів зміцнення плоскої поверхні деталі:

a – обкочування більшим роликом з радіусом R , до якого прикладають більше зусилля F ; *б* – обкочування меншим роликом з радіусом r , до якого прикладають менше зусилля

Суть вирішення (стадія Solution) поставленої задачі в програмному комплексі полягає у чисельному інтегруванні диференційних рівнянь теорії пластичності. У процесі вирішення крок за кроком простежується розвиток пружно-пластичних деформацій у матеріалі деталі при послідовних малих приростах параметра навантаження. На першому етапі моделювання приріст параметру навантаження полягає у поступовому збільшенні зусилля деформування, прикладеного до центру приведення ролика; на другому етапі – у поступовому збільшенні величини переміщення центру приведення, за умови незмінності зусилля деформування; на третьому етапі – у поступовому зменшенні зусилля деформування.

В результаті чисельного вирішення поставленої контактної задачі про пласке пружно-пластичне деформування було визначено напружене-деформовані стани у деталі, що сформувалися в результаті обкочування поверхні деталі лише одним та послідовно двома роликами.

На постпроцесорній стадії (Postprocessor) було отримано поля залишкових напружень σ_{xx} (рис. 3, *a*; рис. 4, *a*; рис. 5, *a*) і σ_{zz} (рис. 3, *б*; рис. 4, *б*; рис. 5, *б*) у поверхневому шарі деталі після зміцнення її пласкої поверхні лише одним та послідовно двома циліндричними роликами. Для

перетинів деталі, перпендикулярних до вісі X й достатньо віддалених від кінців зміцненої ділянки, ми побудували графіки розподілу залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} по глибині, яка відраховується від поверхні деталі (рис. 6).

Рис. 3 (*a* і *б*) та лінія 1 на рис. 6 (*a* і *б*) зображені відповідно поля залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} та графіки розподілу по глибині залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} після обкочування пласкої поверхні деталі лише одним циліндричним роликом з радіусом $R = 0,07$ м, до якого прикладали нормальну до поверхні деталі зусилля $F = 8,75 \cdot 10^5$ Н на 1 м довжини твірної циліндра (відповідно до рис. 2, *a*).

Рис. 4 (*a* і *б*) та лінія 2 на рис. 6 (*a* і *б*) зображені відповідно, поля залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} та графіки розподілу по глибині залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} після того, як пласка поверхня деталі була обкочена спочатку циліндричним роликом з радіусом $R = 0,07$ м, до якого прикладали нормальну до поверхні деталі зусилля $F = 8,75 \cdot 10^5$ Н на 1 м довжини твірної циліндра (відповідно до рис. 2, *a*), а потім циліндричним роликом з радіусом $r = 0,028$ м, до якого прикладали нормальну зусилля $f = 3,0 \cdot 10^5$ Н на 1 м довжини твірної циліндра (відповідно до рис. 2, *б*).

Рис. 5 (*a* і *б*) та лінія 3 на рис. 6 (*a* і *б*) зображені відповідно поля залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} та графіки розподілу по глибині залишкових напружень σ_{xx} і σ_{zz} після того, як пласка поверхня деталі була обкочена спочатку циліндричним роликом з радіусом $r = 0,028$ м, до якого прикладали нормальну до поверхні деталі зусилля $f = 3,5 \cdot 10^5$ Н на 1 м довжини твірної циліндра (відповідно до рис. 2, *б*), а потім циліндричним роликом з радіусом $R = 0,07$ м, до якого прикладали нормальну зусилля $F = 8,75 \cdot 10^5$ Н на 1 м довжини твірної циліндра (відповідно до рис. 2, *a*).

Лінія 1 на рис. 6 (*a* і *б*) показує, що після зміцнення деталі робочим тілом з більшими головними радіусами кривизни робочої поверхні, яке притискали до деталі з нормальним до її поверхні більшим зусиллям F , в деталі сформувався поверхневий шар завтовшки H_{zmicn} з напруженнями стискання, екстремум яких знаходитьться на глибині H_{ekstr} під поверхнею деталі. Лінія 2 на рис. 6 (*a* і *б*) показує, що якщо після вказаного попереднього зміцнення провести осьово-симетричне зміцнення деталі робочим тілом з меншими головними радіусами кривизни робочої поверхні, притискаючи до деталі менше робоче тіло з нормальним до її поверхні меншим зусиллям

\bar{f} , то у приповерхневому прошарку завтовшки $H_{\text{екстр}}$ зростуть величини залишкових напружень стискання. Оскільки залишкові напруження стискання, особливо в приповерхневому про-

шарку, сповільнюють зародження та розвиток втомних тріщин, то проведення попереднього та остаточного зміщення у зазначеній вдосконалений спосіб забезпечить деталі підвищенню втомної довговічності.

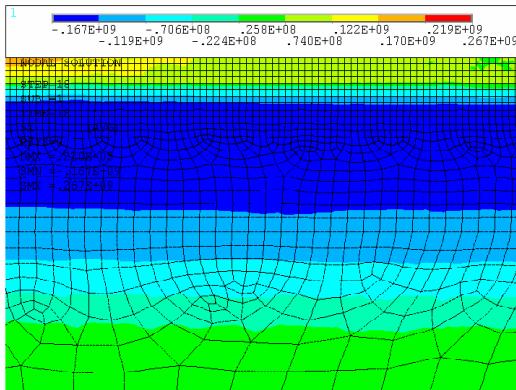
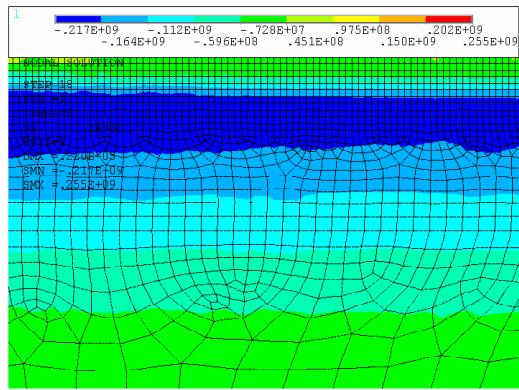
*a**b*

Рис. 3. Поля залишкових напружень у поверхневому шарі деталі після зміщення лише одним роликом – більшим:
a – залишкові напруження σ_{xx} , Па; *б* – залишкові напруження σ_{zz} , Па

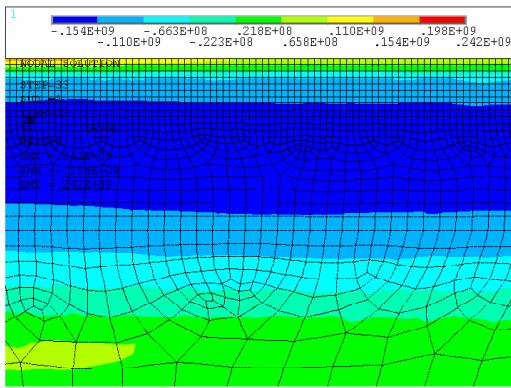
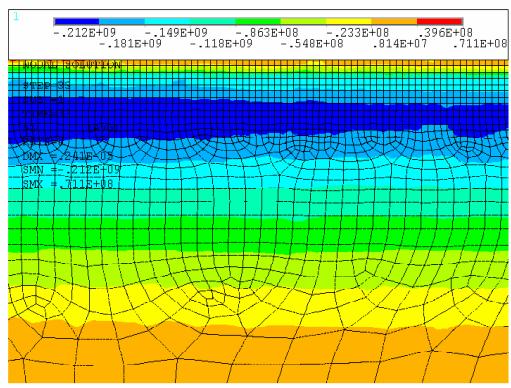
*a**b*

Рис. 4. Поля залишкових напружень у поверхневому шарі деталі після послідовного зміщення – спочатку більшим роликом, потім меншим роликом: *a* – залишкові напруження σ_{xx} , Па; *б* – залишкові напруження σ_{zz} , Па

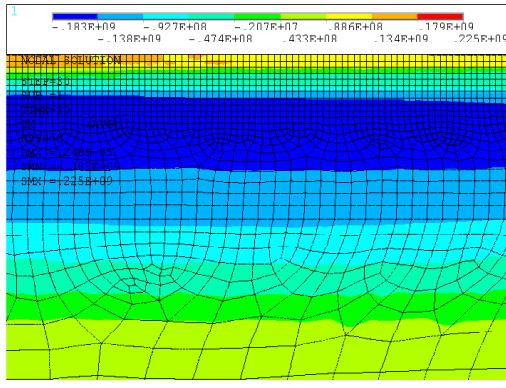
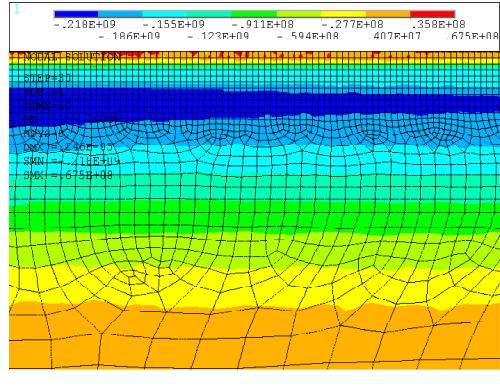
*a**b*

Рис. 5. Поля залишкових напружень у поверхневому шарі деталі після послідовного зміщення – спочатку меншим роликом, потім більшим роликом: *a* – залишкові напруження σ_{xx} , Па; *б* – залишкові напруження σ_{zz} , Па

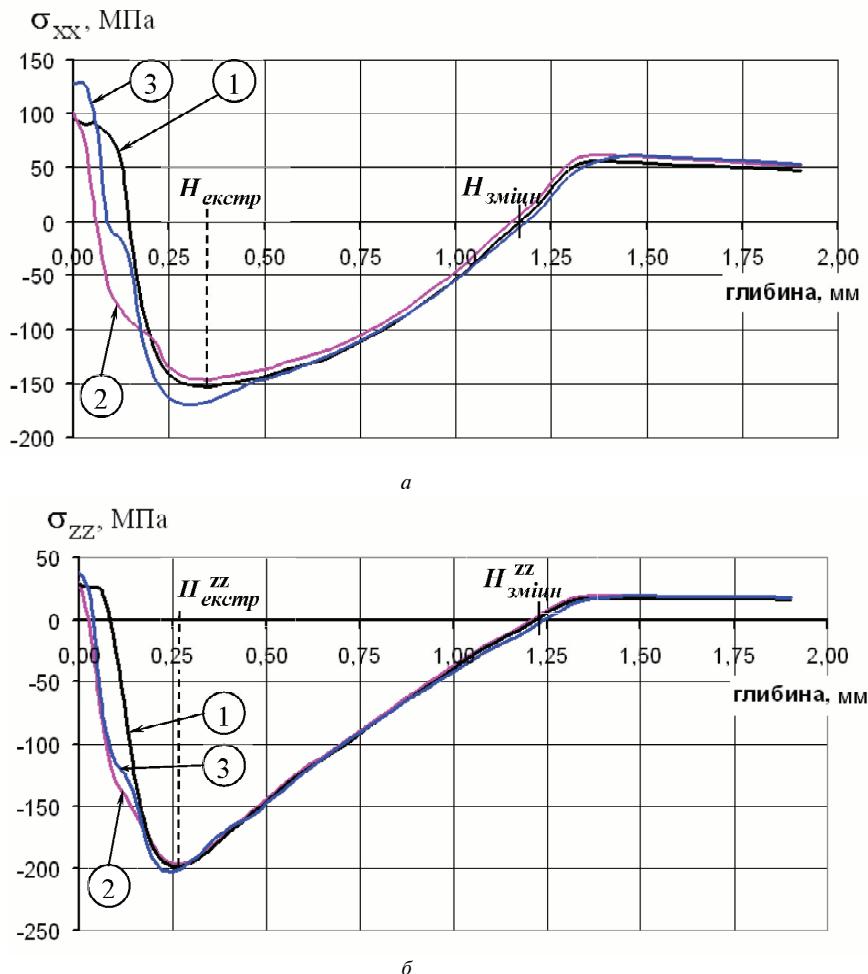


Рис. 6. Розподіл залишкових напружень по глибині у поверхневому шарі деталі після зміцнення:

a – напруження σ_{xx} ; *б* – напруження σ_{zz} ; лінія 1 – після обкочування лише одним роликом – більшим; лінія 2 – після попереднього обкочування більшим роликом і остаточного обкочування меншим роликом; лінія 3 – після попереднього обкочування меншим роликом і остаточного обкочування більшим роликом

Якщо ж спочатку провести зміцнення меншим робочим тілом, притискаючи його до деталі з меншою силою, а потім – зміцнення більшим робочим тілом, притискаючи його до деталі з більшою силою, то суттєвого підвищення величин залишкових напружень стиску σ_{xx} в приповерхневому прошарку не відбудеться (лінія 3 на рис. 6, *a*).

Проводити послідовне зміцнення деталі трьома та більшою кількістю інструментів недоцільно, оскільки це може привести до перенаклепу поверхні деталі внаслідок великої кратності прикладання сили.

Висновки

Чисельне дослідження показало, що в результаті зміцнення поверхневим пластичним деформуванням у деталі утворюється поверхневий шар із залишковими напруженнями стисання. При цьому, якщо проведено попереднє та остаточне

zmіцнення у зазначеній способі, то у приповерхневому прошарку, в якому під час експлуатації деталі зароджуються втомні тріщини, величини залишкових напружень стисання будуть підвищені. Тому така деталь буде мати підвищену втомну довговічність.

Наши подальші дослідження будуть спрямовані на визначення оптимального співвідношення зусиль деформування при попередньому та остаточному зміцненні, а також на експериментальну перевірку отриманих результатів.

Список літератури

- Серенсен С. В. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность [Руководство и справочное пособие] / С. В. Серенсен, В. П. Когаев, Р. М. Шнейдерович ; под ред. С. В. Серенсена. – М. : Машиностроение, 1975. – 488 с.
- Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформирова-

- нием : справочник / Л. Г. Одинцов. – М. : Машиностроение, 1987.
3. Каледин Б. А. Повышение долговечности деталей поверхностным деформированием / Б. А. Каледин, П. А. Чепа ; под ред. Ю. В. Скорынина. – Минск : Наука и техника, 1974. – 232 с.
4. Титов А. В. Моделирование процесса алмазного выглаживания с использованием системы ANSYS / А. В. Титов, С. В. Мозговой,
- А. Я. Качан // Вісник двигунобудування. – 2006. – № 4. – С. 90–96.
5. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 400 с.
6. Расчеты на прочность в машиностроении. Т. 2. / [С. Д. Пономарев, В. Л. Бидерман, К. К. Лихарев и др.] ; под ред. С. Д. Пономарева. – М. : Машгиз, 1958. – 974 с.

Поступила в редакцию 09.02.2011

Шевченко В.Г., Попович А.Г. Исследование и совершенствование распределения остаточных напряжений в деталях, упрочненных поверхностным пластическим деформированием

Выполнено конечно-элементное моделирование процесса обкатывания детали роликами и определено напряженно-деформированное состояние в упрочненной детали. Предложен способ усовершенствования распределения остаточных напряжений по глубине в поверхностном слое упрочненной детали.

Ключевые слова: поверхностный слой, распределение остаточных напряжений, конечно-элементное моделирование, пластическое деформирование, сопротивление усталости.

Shevchenko V., Popovich A. Investigation and improvement of the residual stress distribution in parts, that were strengthened by means of the surface strain hardening

Finite element modeling of a part roller burnishing process is made and the stressed-strained state in the strengthened part is determined. The method of the through-thickness residual stress distribution improvement in a surface layer of the strengthened part is proposed.

Key words: surface layer, residual stress distribution, finite element modeling, plastic deformation, fatigue resistance.

УДК 621.923.42.

**Д-р техн. наук В. И. Кальченко, д-р техн. наук В. В. Кальченко,
А. В. Кологойда, С. Ю. Кириенко**

Черниговский государственный технологический университет, г. Чернигов

ШЛИФОВАНИЕ КРИВОЛИНЕЙНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ АБРАЗИВНОЙ ЛЕНТОЙ ПРИ ПОМОЩИ РОБОТА С ЧПУ РМ-01

Разработан робототехнический комплекс для чистовых и доводочных операций ленточного шлифования криволинейных поверхностей лопаток газотурбинных двигателей. Приведены способы обработки на данной установке и модульные 3D модели процесса формообразования и съема припуска.

Ключевые слова: лопатка, ленточное шлифование, модель формообразования припуска, робототехнический комплекс.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Лопатки являются основными деталями газотурбинных двигателей. Кроме важности, эти детали также характеризуются значительной сложностью изготовления.

Высокие требования к качеству и точности обрабатываемых поверхностей лопаток, наличие сложных геометрических форм, изготовление из труднообрабатываемых материалов, широкая номенклатура типоразмеров затрудняют использование универсального оборудования, особенно на чистовых и доводочных операциях.

Сложность создания надежного оборудования для шлифования переходных кромок между наружным и внутренним профилем пера лопатки, приводит к тому, что часто для достижения поставленных требований используют ручной труд, что снижает производительность и качество, и ставит в зависимость от человеческого фактора надежность полученных деталей.

Путями улучшения технологии изготовления турбинных лопаток является роботизация, использование ЧПУ, повышение гибкости и производительности оборудования.

Анализ последних исследований и публикаций

Одним из методов финишной обработки лопаток газотурбинных двигателей является шлифование абразивными лентами. Например, на станках моделей ДШ-44, ДШ-46 [1], разработанных Харьковским Опытно-конструкторским бюро шлифовальных станков (ОКБШС) и изготовленными Харьковским станкостроительным заводом шлифовальных станков им. С. В. Косиора. Эти станки позволяют шлифовать как внешний, так и внутренний профиль лопаток длинной до

500 мм. Формообразование образующей выполняется методом копирования, а направляющей – методом обкатки. Шлифование проводится по-перечной строчкой по копиру. Такой способ позволяет получить заданные размеры и качество поверхности, но из-за необходимости изготовления копиров для каждого типа лопаток, такие станки целесообразно использовать только в крупносерийном производстве.

Также применяют станки с ЧПУ фирмы Metabo (Германия), где формообразование образующей и направляющей происходит по методу касания абразивной лентой, прижимаемой с постоянной силой к обрабатываемой поверхности обрезиненным рабочим роликом, в качестве постоянной прижимной силы использована сила гравитации [1]. Съем припуска производится в вертикальной плоскости, что обеспечивается ориентацией лопаток системой ЧПУ в процессе их продольного перемещения. На этих станках обрабатывают последовательно внутренний и наружный профиль лопатки длиной до 1,5 м, точность формы получают на фрезерных операциях, а при шлифовании улучшают шероховатость поверхности, полученных после фрезерования, до $Ra = 1,25\text{--}0,63 \mu\text{м}$. В работе [2] приведен способ и станок для одновременной обработки продольной строчкой наружной и внутренней поверхности лопатки абразивной лентой.

Указанные станки не предназначены для обработки кромок лопаток, что требует дополнительных операций. В связи с неполной обработкой турбинных лопаток указанными методами на станках, используют ручную доводку, что не гарантирует стабильности качества обработки.

Общая методология разработки 3D моделей процесса съема припуска и формообразования

поверхностей приведена в монографии [3], но частные модели для непрерывной круговой обработки криволинейных поверхностей лопаток не указаны.

Цель работы

Целью работы является повышение эффективности шлифования криволинейных поверхностей лопаток газотурбинных двигателей, за счет разработки робототехнического комплекса для обработки криволинейных поверхностей лопаток (внешнего, внутреннего профилей и переходных кромок), который заменит ручную доводку поверхностей на финишных операциях и повысит качество обработки. Для исследования эффективности процесса ленточного шлифования, разработать модульные 3D модели процесса съема припуска и формообразования криволинейных поверхностей лопаток.

Содержание и результаты исследований

Для исследования процесса шлифования криволинейных поверхностей лопаток газотурбинных двигателей разработана установка (рис. 1), которая состоит из робота РМ-01 фирмы Nokia 1, системы ЧПУ «Сфера 36» 2, ленточно-шлифовальной установки 3, подающего 4 и принимающего 5 тактовых столов для связи с другими этапами обработки. Указанная компоновка оборудования позволяет включить данный робототехнический комплекс (РТК) в состав автоматизированной линии.

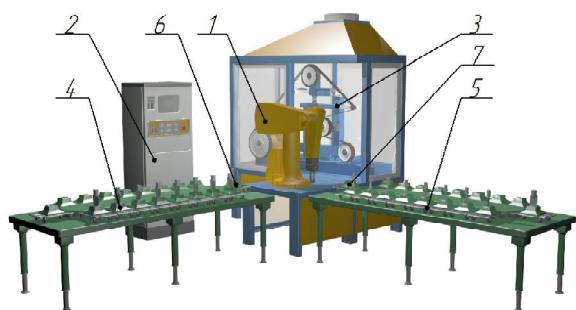


Рис. 1. Общий вид разработанного РТК:
1 – робот РМ-01; 2 – система ЧПУ «Сфера 36»; 3 – ленточно-шлифовальная установка; 4 – подающий транспортный стол; 5 – принимающий транспортный стол; 6 – позиция с заготовкой; 7 – позиция для детали

В этом комплексе робот РМ-01 используется для транспортировки заготовки с подающего транспортного стола в зону обработки, осуществления задающих движений лопатке в процессе съема припуска и формообразования, и после обработки, для установки на принимающий транспортный стол. На рис. 2 приведен общий вид робота с указанием системы координат основания робота (XYZ) и детали ($X_d Y_d Z_d$). Шлифование осуществляется на разработанной ленточно-шлифоваль-

ной установке (рис. 3), абразивной лентой, прижимаемой к обрабатываемой поверхности рабочими роликами, смонтированными на лентопротяжном механизме. Металлическая поверхность рабочих роликов 1, 2 (рис. 3) прерывистая, в пазах их наружной поверхности смонтированы резиновые вставки, перемещаемые в радиальном направлении [4]. В процессе съема припуска, для увеличения пятна контакта и снижения теплонапряженности, прижим ленты ведется упругими резиновыми вставками. В процессе формообразования прижим осуществляется металлической поверхностью ролика, а после окончания процесса формообразования, выдвигаются резиновые вставки для уменьшения шероховатости поверхности в процессе выхаживания.

В процессе съема припуска и формообразования лопатка перемещается в осевом направлении и поворачивается относительно рабочего ролика. Благодаря 6-ти управляемым координатам робота, шлифование можно осуществлять как продольной, так и поперечной строчками.

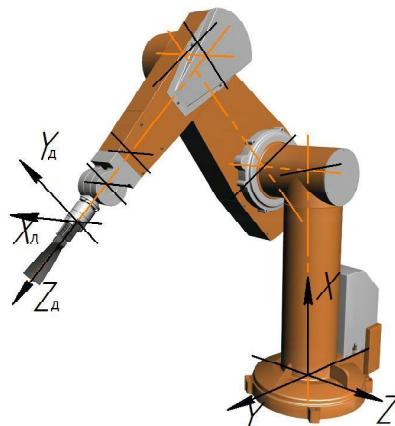


Рис. 2. Общий вид робота РМ-01

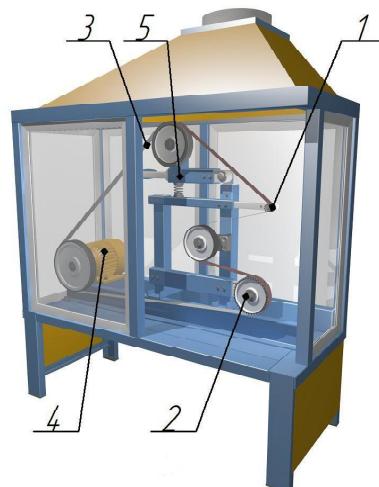


Рис. 3. Общий вид ленточно-шлифовальной установки
1 – прорезиненный ролик $\varnothing 40$ мм; 2 – прорезиненный ролик $\varnothing 200$ мм; 3 – шлифовальная лента; 4 – главный привод; 5 – механизм натяжения ленты

Рассмотрим возможные схемы формообразования криволинейных поверхностей на этой установке. При шлифовании продольной строчкой S_{prod} (рис. 4, а) шероховатость поверхности и производительность обработки в значительной степени зависят от диаметра ролика, поэтому для обработки наружного профиля и переходных кромок используют больший ролик 2 (рис. 3, 4, а) диаметром 200 мм, что увеличивает производительность обработки, за счет увеличения подачи на строку S_{cstr} (рис. 4, а). Обработка ведется последовательно: переходная кромка, наружный профиль, переходная кромка, после чего роликом меньшего диаметра 1 (рис. 3) – внутренний профиль. При обработке вогнутого профиля радиуса рабочего ролика не должен превышать $3/4$ минимального радиуса кривизны вогнутой поверхности [5].

При круговой обработке поперечной строчкой (рис. 4, б) лопатка совершает непрерывное вращательное движение S_{kp} , а осевая подача на оборот детали S_o не должна превышать ширины строчки, которая определяется длиной линии контакта 3 (рис. 6). Сначала, в течение одного оборота лопатки, ведется шлифование без осевой подачи, после чего включается осевая подача для обра-

ботки всей поверхности. Использование повторных проходов (выхаживание) позволяет снять припуск, полученный в результате деформаций (отжима) системы формообразования. При шлифовании коротких компрессорных лопаток, не имеющих закрутки пера, их можно обрабатывать за один оборот детали лентой, шириной которой равна длине криволинейной части лопатки. Шероховатость при круговой обработке не зависит от диаметра ролика, и определяется характеристикой абразивной ленты и режимами шлифования.

При круговой обработке съем припуска в течение одного оборота осуществляется с наружного и внутреннего профилей, что повышает точность обработки за счет уменьшения деформации в сравнении с раздельной обработкой наружного и внутреннего профиля продольной строчкой. Поэтому, круговую обработку целесообразно применять для шлифования коротких и точных длинных нежестких лопаток.

При шлифовании криволинейной поверхности компрессорных лопаток оси Z детали и инструмента остаются параллельными в процессе шлифования и их движение можно изобразить в одной плоскости, перпендикулярной их осям (рис. 5).

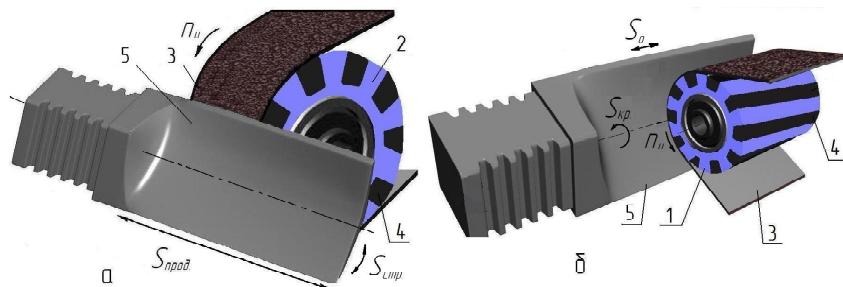


Рис. 4. Схемы направления подач, которые используются при обработке:

а – обработка продольной строчкой; б – круговая обработка;
1 – ролик $\varnothing 40$ мм; 2 – ролик $\varnothing 200$ мм; 3 – шлифовальная лента; 4 – резиновые вставки; 5 – лопатка

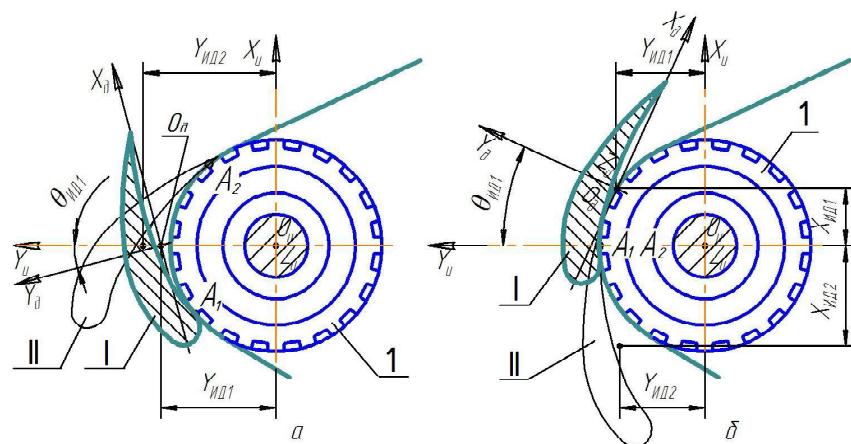


Рис. 5. Схемы позиционирования детали относительно инструмента:

а – обработка при возвратно-поступательном движении; б – обработка при плоскопараллельном движении;
1 – прорезиненный ролик; I, II – положения детали

При этом возможны 2 варианта позиционирования детали относительно инструмента:

1. Перемещение детали только по оси O_dY_d с поворотом вокруг оси O_dZ_d (рис. 5, а). При таком методе точка A контакта будет постоянно менять свое положение на поверхности ролика (A_1 – положение I, A_2 – положение II), поэтому управляющая программа обработки зависит от диаметра ролика и износа ленты.

2. Перемещение детали по осям O_dX_d и O_dY_d с поворотом вокруг оси O_dZ_d с обеспечением постоянства положения пятна контакта в горизонтальной плоскости $O_uY_uZ_u$, при условии совмещения нормалей инструмента и обрабатываемой поверхности в точках линии контакта. Точки A_1 и A_2 совпадают для положения I и II (рис. 5, б). Данный способ шлифования обеспечивает постоянство управляющих программ не зависимо от диаметра ролика и износа ленты. Разность диаметров роликов и компенсация износа ленты осуществляются перемещением ролика 1 в горизонтальной плоскости.

Для закрученных лопаток шлифование ведется со скрещивающимися осями инструмента 1 и детали 2 (рис. 6). Для обеспечения линейного, а не точечного контакта деталь дополнительно поворачивается вокруг нормали в средней точке O линии контакта 3, которая будет проходить через плоскость $O_uY_uZ_u$ только в среднем сечении ролика 1. При этом величина угла ψ скрещивания осей зависит от величины закрутки лопатки и от диаметра ролика.

Для закрученных лопаток целесообразно использовать рабочий ролик бочкообразной формы, для сохранения условия линейного контакта по всей ширине ленты. Величина бочкообразности определяется исследованием инструментальной поверхности, описываемой уравнением (3), которая зависит от формы обрабатываемой поверхности.

Цикл работы данного РТК включает в себя следующие движения:

- робот находится в исходном положении 1 (рис. 1);
- захват робота подходит к подающему тектовому столу 4, берет заготовку 6 и подносит ее к шлифовальной ленте 3 (рис. 3);
- производится обработка поверхностей лопатки по одному из циклов, представленных на рис. 4;
- захват робота подносит обработанную заготовку к принимающему тектовому столу 5 (рис. 1) в позицию 7, после чего выходит в исходное положение 1;
- тектовые столы меняют позицию, цикл повторяется.

Для исследования процесса съема припуска и формообразования (рис. 7) разработаны модульные 3D модели инструментальной и обрабатываемой поверхностей.

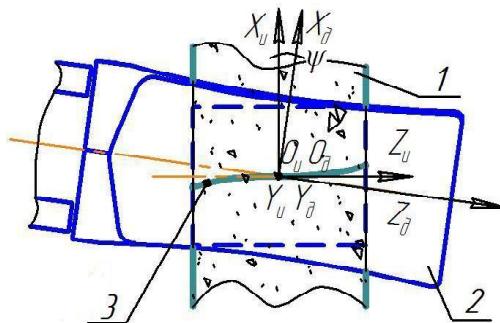


Рис. 6. Схема ориентации детали для увеличения длины пятна контакта: 1 – ролик; 2 – лопатка; 3 – линия пятна контакта

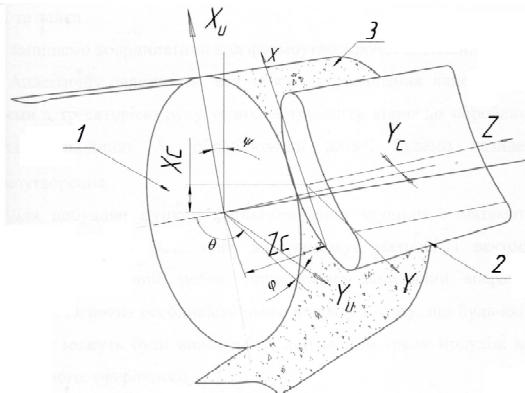


Рис. 7. Схема формообразующей системы:
1 – прорезиненный ролик; 2 – лопатка; 3 – шлифовальная лента

С учетом методики, изложенной в работе [3] радиус-вектор обрабатываемой поверхности равен:

$$\bar{r}_{\partial u} = C_{z \cdot \theta \cdot y}^{\phi} \cdot S_{\varphi \cdot \psi \cdot x_c}^o \cdot C_{z_u \cdot \theta_u \cdot y_u}^u \cdot \bar{e}_4, \quad (1)$$

$$y_u = \text{const}, \quad y_c = y_c(\theta), \quad x_c = x_c(\theta), \quad \psi = \psi(\theta), \quad \varphi = \varphi(\theta),$$

$$\frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial \theta_u} \times \frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial z_u} \cdot \frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial \theta} = 0, \quad \frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial \theta_u} \times \frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial z_u} \cdot \frac{\partial \bar{r}_{\partial u}}{\partial z} = 0, \quad (2)$$

где \bar{e}_4 – радиус начальной точки $\bar{e}_4 = (0, 0, 0, 1)^T$ [6]; $C_{z_u \cdot \theta_u \cdot y_u}^u$ – цилиндрический модуль, описывающий инструментальную поверхность, в котором: y_u – радиус прижимного ролика (рис. 7), θ_u – угловой параметр положения начальной точки на радиусе ролика, z_u – осевая координата инструментальной поверхности; $S_{\varphi \cdot \psi \cdot x_c}^o$ – сферический модуль ориентации, который описывается произведением трех однокоординатных матриц с параметрами: x_c – координата смещения точек контакта относительно оси ролика, ψ и φ – независимые угловые координаты; $C_{z \cdot \theta \cdot y}^{\phi}$ – цилиндрический модуль формообразования, в который входит: y – межосевое расстояние, θ – угловая координата точки контакта, z – осевая координата.

Анализ выражения (1) показывает, что радиус-вектор зависит от девяти параметров, то есть он описывает множество поверхностей. Реальная поверхность должна иметь два независимых параметра, а остальные выражаются через них. Система связей (2) в совокупности с радиус-вектором (1) описывает конкретную обрабатываемую поверхность.

Инструментальную поверхность \bar{r}_u рассчитывают с помощью обратной матрицы перехода из системы координат инструмента в систему координат детали $M_{\partial u}^{-1}$:

$$\bar{r}_u = M_{\partial u}^{-1} \cdot \bar{r}_{\partial u}, \quad (3)$$

что упрощает расчеты при решении прямой и обратной задач теории формообразования, за счет использования произведения одних и тех же матриц четвертого порядка, которое описывает матрицу перехода $M_{\partial u}$, но взятых в произведении, в обратном порядке и с аргументами с обратным знаком.

На кафедре интегрированных технологий машиностроения и автомобилей Черниговского государственного технологического университета разработан и изготовлен робототехнический комплекс (рис. 1) для шлифования лопаток газотурбинных двигателей с длиной пера до 300 мм. В дальнейшем планируется проводить исследования зависимости угла скрещивания осей ролика и лопатки, на длину линии контакта, ее влияние на производительность и качество шлифования, исследование точности формообразования, с учетом податливости системы, в зависимости от угла поворота лопатки.

Выводы

Впервые предложено использование одного робота для осуществления транспортных и формообразующих движений, что дает возможность полностью автоматизировать процесс шлифования лопаток газотурбинных двигателей, избавившись от ручного труда на чистовых и доводочных операциях шлифования. Наличие системы ЧПУ

позволяет быстро менять номенклатуру обрабатываемых изделий, что повышает гибкость производства. Наличие системы ЧПУ с 6-тью управляемыми координатами позволяет обрабатывать криволинейные поверхности как турбинных, так и компрессорных лопаток. Использование роликов с прерывистой рабочей поверхностью дает возможность эффективно работать как в режиме чернового, так и доводочного шлифования, снижает теплонапряженность процесса резания. Для исследования эффективности процесса ленточного шлифования разработаны модульные 3D модели процесса съема припуска и формообразования поверхностей лопаток.

Список литературы

- Кальченко В. И. Шлифование криволинейных поверхностей крупногабаритных деталей / В. И. Кальченко. – М. : Машиностроение, 1979. – 161 с.
- Кальченко В. И. Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента : дис. доктора техн. наук : 05.03.01; 05.02.08 / Кальченко Виталий Иванович. – Х. : ХГПУ. – 1994. – 329 с.
- Грабченко А. И. Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография) / Грабченко А. И., Кальченко В. И., Кальченко В. В. – Чернигов: ЧГТУ, 2009. – 356 с.
- А.с. 1016140. Контактный ролик для ленточного шлифования / Харьков, турб. з-д. Авт. изобр. Кальченко В. И., Пиастро А. М. и др. – опубл. в Б.И., 1983, № 7.
- Юнусов Ф. С. Формообразование сложно-профильных поверхностей шлифованием / Ф. С. Юнусов – М. : Машиностроение, 1987. – 248 с.
- Решетов Д. Н. Точность металорежущих станков / Д. Н. Решетов, В. Т. Портман. – М. : Машиностроение, 1986. – 336 с.

Поступила в редакцию 06.07.2010

Кальченко В.І., Кальченко В.В., Кологойда А.В., Кирієнко С.Ю. Шліфування криволінійних поверхонь лопаток газотурбінних двигунів абразивною стрічкою за допомогою робота з ЧПУ РМ-01

Розроблено робототехнічний комплекс для чистових та доводочних операцій стрічкового шліфування криволінійних поверхонь лопаток газотурбінних двигунів. Наведені способи обробки на даній установці та модульні 3D моделі процесів формоутворення та зняття припуска.

Ключові слова: лопатка, стрічкове шліфування, модель формоутворення припуска, робототехнічний комплекс.

Kalchenko V., Kalchenko V., Kologoyda A., Kirienko S. Grinding formed surface blade gas-turbine engine abrasive belt by the instrumentality NC ROBOT PM-01

The developed robotic system for finishing operations belt sanding curved surfaces with double curvature. There are ways of processing on this setup and designed a mathematical 3D model of forming parts of the tool.

Key words: paddle, belt sanding, the model of formation allowance, robotic system.

УДК 621.9.01

Канд. техн. наук В. В. Цыганов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ МАКРОРАДИКАЛОВ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ ЛЕНТАМИ ИЗ ГРАНУЛИРОВАННОГО АБРАЗИВНОГО МАТЕРИАЛА

Рассмотрены результаты исследований обработки шлифовальными лентами из гранулированного абразивного материала. Показана связь показателей абразивной обработки и структурного состояния обработанного поверхностного слоя. Предложен механизм влияния свободных макрорадикалов, образующихся при деструкции полимерной связки гранул, на эффективность шлифования.

Ключевые слова: гранулированный материал, поверхностный слой, шлифование, макрорадикалы.

Использование в машиностроении деталей с высоким качеством поверхности требует применения при их изготовлении эффективных методов финишной обработки. Для этого постоянно проводятся исследования по разработке новых абразивных материалов, инструментов и оптимизации условий их эксплуатации. В настоящее время, одним из наиболее перспективных направлений чистового шлифования и полирования металлов является использование сферического гранулированного абразивного материала, как в свободном виде, так и в качестве составной части абразивного инструмента.

Режущая способность гранулированного материала и его воздействие на обработанный поверхностный слой существенно зависят не только от характеристики применяемого абразивного зерна, но и от размера гранул, плотности покрытия поверхности зернами, физико-химических свойств связующего вещества. В зависимости от способа изготовления гранулы могут быть: сплошные, полые, с порами. При этом, в качестве связки целесообразно применение термопластичного полимера, что позволяет изменять жесткость гранул при различных условиях полимеризации [1].

Кроме того, в процессе обработки обеспечивается повышенное разрушение металлов в результате взаимодействия с обрабатываемой поверхностью свободных макрорадикалов, которые образуются в результате термомеханического разрушения полимера — его деструкции. Повышение площади контакта связки гранулированного материала с обрабатываемой поверхностью сопровождается уменьшением усилия микрорезания абразивных зерен. Механически деструктируемые полимеры активируют разрушение частиц металла так же, как и низкомолекулярные поверхностно-активные вещества. Чем ниже энергия активации деструкции полимера, тем выше степень разрушения металла.

Модель разрушения: а) механическая деструкция полимерных цепей, образование макрорадикалов; б) адсорбция макрорадикалов на ювенильной поверхности металла; в) пластификация, охрупчивание и разрушение металла. При адсорбции макрорадикалов на ювенильных поверхностях деформированного активного металла поверхностная энергия металла уменьшается. В связи с этим в поверхностных слоях металла создаются благоприятные условия для пластификации — движения, зарождения и взаимодействия дислокаций. Резкое увеличение плотности несовершенств охрупчивает металл [2].

Механическая деструкция полимерной связки гранулированного абразивного материала начинается, когда в процессе резания механические напряжения от усилий трения связующего материала гранул с обрабатываемой поверхностью превышают энергию связей атомов в полимере. Происходит разрыв макромолекулы в поле механических сил с возникновением свободной пары макрорадикалов, способных взаимодействовать с поверхностью металла. Как известно, с физической точки зрения, поверхность металлов представляет собой атомную плоскость с незавершенной кристаллической решеткой, что приводит к высокой сорбционной активности поверхности слоя.

Поэтому, в качестве связки гранулированного абразивного материала, наиболее целесообразно применение полиметилметакрилата (ПММА). Он один из немногих распространенных полимеров, который полностью распадается до мономера. У других полимеров выход мономера варьируется от нуля до значительной доли в общем выходе летучих продуктов.

Необходимо учитывать, что большая концентрация свободных макрорадикалов достигается при механической деструкции полимеров с ма-

лой энергией активации. Широко применяемая в абразивной промышленности в качестве связующего материала инструментов феноло-формальдегидная смола обладает трехмерной структурой, поэтому энергия активации деструкции у нее выше, чем, например, у полиэтилена – полимера линейной структуры и, тем более, у ПММА. Энергия активации полиэтилена 60–70 ккал/моль, ПММА – 27 ккал/моль. Однако ПММА не используется в виде связки серийных абразивных инструментов, что ограничивает возможность оценки влияния свободных макрорадикалов на эффективность финишной абразивной обработки.

Таким образом, в процессе чистового шлифования и полирования рассматриваемым гранулированным абразивным материалом создаются благоприятные условия для обеспечения взаимодействия свободных макрорадикалов с обработанной поверхностью. Достигается это возможностью применения в качестве связки гранул ПММА и увеличением площади контакта полимера с поверхностью заготовки, что обеспечивается сплошными гранулами с минимальным количеством пор. Кроме того, появляется возможность регулирования количества образующихся в зоне резания макрорадикалов не только изменением свойств ПММА при изготовлении гранул, но и величиной деструкции полимера в результате изменения условий трения в контакте инструмента и заготовки.

Для проверки представленных положений были изготовлены опытные шлифовальные ленты размером 65×1900 мм на тканевой водостойкой основе с использованием гранулированного абразивного материала, полученного методом радикальной суспензионной полимеризации метилметакрилата. Средний диаметр гранул 400 мкм с покрытием из абразивных зерен 14А8П. Оценку эффективности применения опытных шлифовальных лент, в сравнении с обработкой серийными лентами 14А8П, производили при шлифовании плоских образцов нержавеющей стали 10Х14АГ15 без СОЖ и с подачей в зону резания 5 % водоэмulsionционной СОЖ на основе серно-хлорированного эмульсона «ШП» (содержание присадок хлора – 7,0 %, серы – 0,8 %). Прижатие ленты к поверхности заготовки при шлифовании осуществляли через контактный вал диаметром 163 мм с резиновым покрытием без нарезки толщиной 6 мм, твердостью 70 ед. по Шору. Производительность обработки определяли в пересчете на длину заготовки 1000 мм. Режимы шлифования: $V = 22,7 \text{ м/с}$; $P_y = 7 \text{ Н/см}$; $S = 10 \text{ м/мин}$.

Как следует из приведенных на рисунке 1 зависимостей, шлифование серийными лентами характеризуется быстрым падением режущей способности за первые минуты эксплуатации. Отличительной особенностью обработки лентами из

гранулированного абразивного материала является увеличение производительности резания в течение первых 10 минут шлифования (рис. 1, а). Происходит это, вероятно, в результате увеличения числа режущих зерен по мере износа сферической поверхности гранул. В последующем, число режущих зерен стабилизируется и наблюдается постепенное падение режущей способности лент в течение машинного времени шлифования. При этом, характер кривой изменения шероховатости поверхности обработанной опытными и обычными лентами подобен (рис. 1, б).

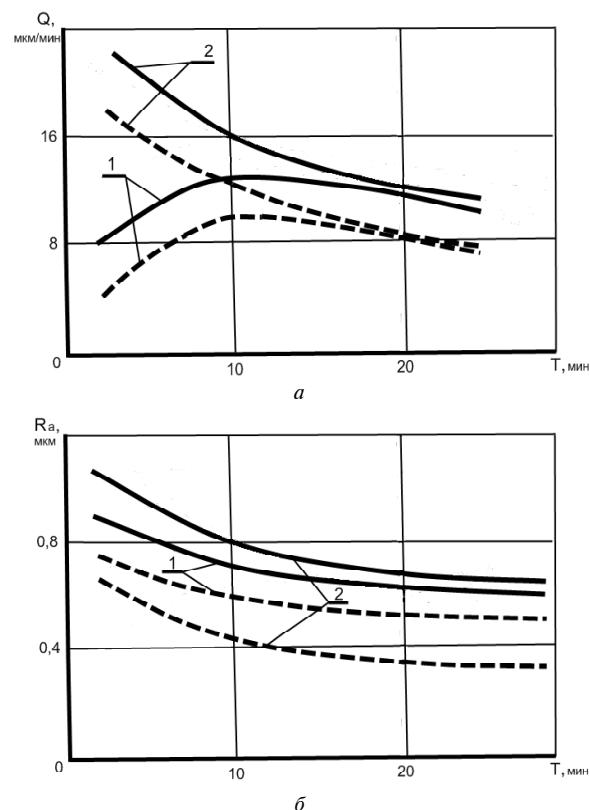


Рис. 1. Изменение производительности шлифования (а) и шероховатости обработанной поверхности (б) в течение машинного времени обработки (сплошная линия – обработка без СОЖ; прерывистая линия – обработка с подачей СОЖ)

1 – лента из гранулированного абразивного материала;
2 – лента серийная

Отмеченный характер изменения режущей способности опытных и серийных абразивных лент происходит в процессе обработки, как с подачей в зону резания водоэмulsionционной СОЖ, так и без СОЖ. Однако величина изменения производительности шлифования и шероховатости обработанной поверхности указывают на неоднозначное влияние химико-физических свойств гранул на эффективность обработки. Так, шлифование без подачи СОЖ лентами из гранулированного абразивного материала, в сравнении с обработкой серийными лентами, приводит к сниже-

нию шероховатости обработанной поверхности в среднем на 10 %. Это может быть результатом смазывающего действия метилметакрилата.

Тем не менее, при обработке с подачей водоэмульсионной СОЖ наблюдается обратная зависимость. Шлифование опытными лентами сопровождается увеличением шероховатости обработанной поверхности, в сравнении с обработкой серийными лентами, в среднем на 30 % (рис. 1, б). Так как величина шероховатости обработанной поверхности при определенных условиях может служить мерой оценки изменения режущей способности абразивного инструмента, можно ожидать и повышения при этом производительности шлифования. Учитывая, что характер кривых зависимостей производительности шлифования от машинного времени обработки опытными и серийными лентами существенно отличаются, произвести их сравнительную оценку сложно. Однако в среднем меньшее падение производительности шлифования при обработке с подачей водоэмульсионной СОЖ исследуемыми лентами (соответственно на 3 мкм/мин и 4 мкм/мин) указывает на различное влияние СОЖ на эффективность резания (рис. 1, а).

Таким образом, проведенный анализ показывает на отличие сравнительных эксплуатационных показателей шлифования лентами из гранулированного абразивного материала и серийными лентами при обработке без СОЖ и с подачей СОЖ в зону резания. Можно предположить, что причина этого явления состоит в наличии свободных радикалов в зоне контакта гранулированного абразивного материала и обрабатываемой поверхности. Причем мера их воздействия более существенна при обработке в среде используемой водоэмульсионной СОЖ.

Для определения степени этих изменений необходимо решение комплексной задачи с оценкой состояния обработанного поверхностного слоя. Известно, что существует корреляция между однородностью структурного состояния поверхностного слоя и его обрабатываемостью, шероховатостью обработанной поверхности. Предварительно проведенные исследования показывают, что низкая шероховатость нержавеющей стали может быть получена при ленточном шлифовании путем изменения условий обработки таким образом, чтобы возникали вторичные структуры обработанного поверхностного слоя с высокой однородностью прочностных свойств на возможно малых интервалах [3]. Изменяя величину и прочность получаемых фрагментов поверхностного слоя можно регулировать приработку деталей в условиях фрикционно-контактного взаимодействия.

В данной работе для оценки структурного состояния поверхностного слоя обработанных об-

разцов применяли один из наиболее информативных методов – трибоспектральный (деформационно-спектральный). Метод основан на определении статистических связей между сопротивлением локальных микрообъемов материала контактному деформированию при сканировании поверхности алмазным индентором. При микромеханических испытаниях сила трения алмазного индентора модулируется с частотой расположения фрагментов определенной прочности, характеризуется амплитудно-частотными характеристиками вследствие изменения прочности на границе и внутри локальных областей. По изменению силы трения и нормальной нагрузки рассчитывается комплекс статистических деформационно-спектральных характеристик, отражающих состояние поверхностного слоя [4].

Образцы сканировали и обрабатывали по специально разработанным программам на трибометре типа ПИТ-ЦВМ производства НАУ. Нагрузка на индентор составляла 3,5 Н, скорость сканирования 26,5 мкм/с.

На рисунке 2 представлены графики спектральной плотности S тангенциальной составляющей силы контактного деформирования при сканировании образцов после обработки опытными и серийными лентами. Как видно, наблюдается резкое отличие прочностных и деформационных характеристик поверхностных слоев после шлифования в среде водоэмульсионной СОЖ (рис. 2, а). Так, обработка лентами из гранулированного абразивного материала после 10 минут (кривая 1) и 30 минут (кривая 3) обеспечивает равнопрочный поверхностный слой с низкой прочностью фрагментов (спектральная плотность не более $0,03 \times 10^{-3}$ Н²/Гц). После шлифования лентами 14A8П в течение 10 минут (кривая 2) и 30 минут (кривая 4) получен неоднородный поверхностный слой с наличием фрагментов различной величины и прочности (спектральная плотность составляет от $0,05 \times 10^{-3}$ Н²/Гц до $0,48 \times 10^{-3}$ Н²/Гц).

Обработка без смазочно-охлаждающей жидкости приводит к близким по прочности поверхностным слоям (рис. 2, б). При этом, по мере шлифования гранульными лентами обеспечивается переход от сравнительно равнопрочного поверхностного слоя к крупнофрагментному, а обработка серийными лентами 14A8П способствует изменению поверхностного слоя от неоднородного до равнопрочного.

Так, после 10 минут шлифования лентами из гранулированного абразивного материала получен поверхностный слой с фрагментацией на частотах 0...0,20 Гц; 0,2...0,50 Гц и 0,70...0,85 Гц. Спектральная плотность изменилась от $0,07 \times 10^{-4}$ до $0,28 \times 10^{-4}$ Н²/Гц (кривая 5). За то же время обработки лентами 14A8П получается поверхно-

ный слой, содержащий фрагменты близкие по величине. Однако спектральная плотность при этом составила от $0,07 \times 10^{-4} \text{ Н}^2/\text{Гц}$ до $0,5 \times 10^{-4} \text{ Н}^2/\text{Гц}$ (кривая 6). После 30 минут шлифования гранульными лентами поверхностный слой стал крупнофрагментным с фрагментацией на частоте 0...0,20 Гц (кривая 7), а лентами 14A8П – равнопрочным с крупными и мелкими фрагментами средней спектральной плотностью $0,13 \times 10^{-4} \text{ Н}^2/\text{Гц}$ (кривая 8).

Таким образом, обработка лентами из гранулированного абразивного материала обеспечивает получение равнопрочного поверхностного слоя в среде водной эмульсии и крупнофрагментного слоя при шлифовании без подачи СОЖ. Причем, равнопрочный поверхностный слой образуется в

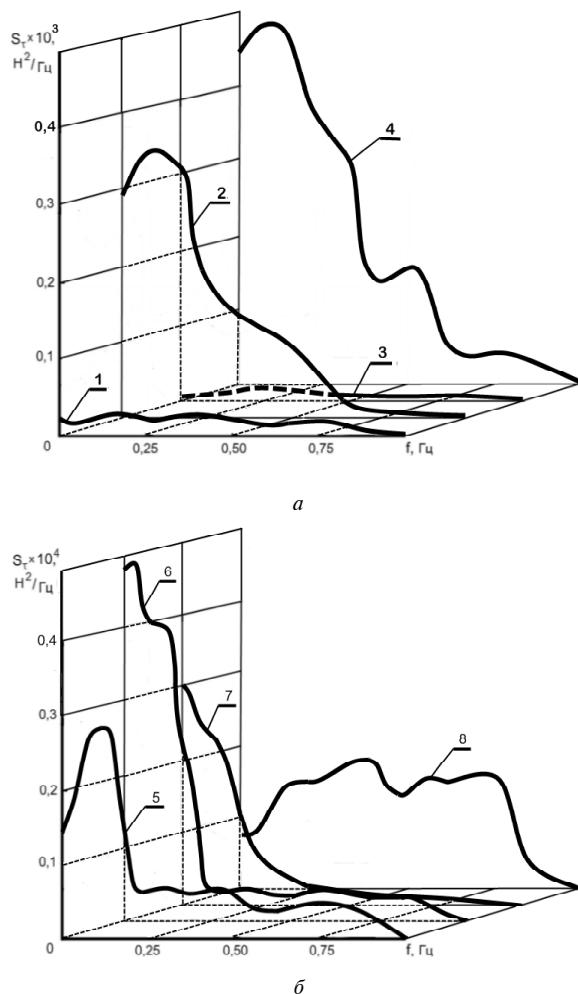


Рис. 2. Кривые изменения спектральной плотности сил контактного деформирования при сканировании образцов, обработанных опытными и серийными лентами с различным машинным временем шлифования:

a – обработка в среде водоэмulsionционной СОЖ;
б – обработка без СОЖ

1,5 – гранульная лента $T_{маш} = 10$ мин; 2,6 – серийная лента $T_{маш} = 10$ мин; 3,7 – гранульная лента $T_{маш} = 30$ мин; 4,8 – серийная лента $T_{маш} = 30$ мин

течение всего времени обработки гранульными лентами в среде СОЖ. Как следует из графиков спектральной плотности рисунка 3, полученный после 2 минут шлифования (кривая 1) равнопрочный поверхностный слой не изменяется существенно в процессе последующей обработки в течение 10 минут (кривая 2), 30 минут (кривая 3) и 46 минут (кривая 4). При этом наблюдается основная фрагментация на частотах 0,10,3 Гц и 0,40,6 Гц. Выравнивание прочностных и деформационных свойств поверхностного слоя, сопровождающееся уменьшением разброса тангенциальной составляющей силы трения при сканировании соответствующих образцов, может выступать дополнительным показателем повышения производительности резания.

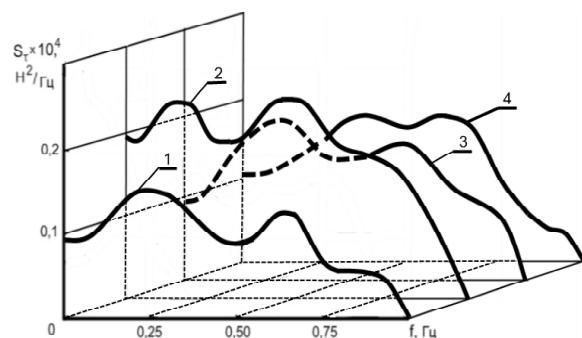


Рис. 3. Кривые изменения спектральной плотности сил контактного деформирования при сканировании образцов, обработанных лентами из гранулированного абразивного материала в среде водоэмulsionционной СОЖ

1 – $T_{маш} = 2$ мин; 2 – $T_{маш} = 10$ мин;
3 – $T_{маш} = 30$ мин; 4 – $T_{маш} = 46$ мин

В частности, это подтверждается эффектом повышенного износа деталей с однородным равнопрочным поверхностным слоем. Явления, наблюдающиеся при износе деталей машин, имеют место и при резании металлов. Определенную аналогию разрушению обрабатываемого металла при резании представляет процесс сухого внешнего трения при трехмерном нагружении, когда взаимодействие трущихся тел происходит, также, по их поверхностям с существенным влиянием свойств поверхностного слоя [5]. Как показали предварительно проведенные исследования, деформирование металла при трении с разными схемами нагружения приводит к структурным перестройкам поверхностного слоя, изменению энергетического рельефа поверхности. При трехмерном нагружении повышенный износ происходит у деталей с однородным равнопрочным поверхностным слоем. Повышение сложности нагружения в трибосоединении способствует образованию более однородного поверхностного слоя, снижению его прочности, получению более

равномерной микрографии поверхности [6].

На основании проведенного анализа комплекса исследований работоспособности гранулированного абразивного материала при ленточном шлифовании можно заключить, что наличие свободных макрорадикалов в зоне резания оказывает существенное влияние на эффективность процесса обработки. Наибольшее влияние проявляется при совместном воздействии макрорадикалов и поверхностно-активных серных и хлорных присадок смазочно-охлаждающей жидкости. При этом происходит повышение обрабатываемости нержавеющей стали за счет создания в поверхностном слое равнопрочных вторичных структур с низкими прочностными характеристиками. Обработка лентами из гранулированного абразивного материала без подачи СОЖ в зону резания приводит к получению более прочного крупнофрагментного поверхностного слоя, который характеризуется повышенной износостойкостью. Влияние макрорадикалов на повышение производительности резания, в этом случае, проявляется в меньшей степени, что, возможно, связано с совместным действием явления диффузии активных радикалов и окисления поверхности.

Таким образом, внедрение в зону резания активных макрорадикалов при обработке рассматриваемым гранулированным абразивным материалом является перспективным направлением регулирования эффективности процесса шлифования, получения деталей с требуемым структурным состоянием поверхностного слоя. Необходимо проведение дополнительных исследований по оценке химико-физических явлений, протекающих в зоне контакта инструмента и заготовки, оптимизации условий возникновения и воздействия макрорадикалов на обрабатываемый поверхностный слой.

Циганов В.В. Вплив макрорадикалів на ефективність шліфування стрічками з гранульованого абразивного матеріалу

Розглянуто результати досліджень обробки шліфувальними стрічками з гранульованого абразивного матеріалу. Показаний зв'язок показників абразивної обробки і структурного стану обробленого поверхневого шару. Запропонований механізм впливу вільних макрорадикалів, що утворюються при деструкції полімерної зв'язки гранул, на ефективність шліфування.

Ключові слова: гранульований матеріал, поверхневий шар, шліфування, макрорадикали.

Tsyganov V. Influence of macroradicals on efficiency of polishing ribbons from granular abrasive material

The results of researches of treatment polishing ribbons are considered from granule abrasive material. Connection of indexes of abrasive treatment and structural state of the treated superficial layer is rotined. The mechanism of influence of free macroradicals, appearing at destruction of polymeric copula of granule, on efficiency of polishing is offered.

Key words: granule material, superficial layer, polishing, macroradicals.

Список литературы

1. Гранульований абразивний матеріал [Текст] : пат. 60756 Україна: МПК В24Д 3/00 /Циганов В.В.; заявник та патентовласник Запорізький нац.-техн. унів.- №и2010 15127 ; заявл. 15.12.10 ; опубл. 25.06.11, Бюл. № 12. – 2 с.
2. Гороховский Г. А. Поверхностная активация полимеров и ее влияние на износ металлов [Текст] / Г. А. Гороховский // Применение материалов на основе пластмасс для опор скольжения и уплотнений в машинах: сб. науч. тр. – М. : Наука, 1968. – С. 30–33.
3. Запорожец В. В. Однородность состояния поверхностного слоя нержавеющей стали после ленточной абразивной обработки [Текст] / В. В. Запорожец, В. В. Цыганов // Проблемы трения и изнашивания : науч.-техн. сб. – 1987. – Вып. 32. – С. 43–47.
4. Запорожец В. В. Динамические характеристики прочности поверхностных слоев и их оценка [Текст] / В. В. Запорожец // Трение и износ. – 1980. – Т. 1. – № 4. – С. 602–609.
5. Цыганов В. В. Моделирование трибопроцессов в зоне контакта инструмента и заготовки при обработке металлов резанием [Текст] / В. В. Цыганов, Л. И. Ивщенко // Оптимизация производственных процессов. – Севастополь : СевГТУ, 2010. – № 12. – С. 62–65.
6. Ивщенко Л. И. Особенности изнашивания трибосопряжений в условиях трехмерного нагружения [Текст] /Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, И. М. Закиев // Трение и износ. – 2011. – Т. 32, №1. – С. 500–509.

Поступила в редакцию 14.09.2011

УДК 621.88.088 (045)

O. B. Ticosv*Національний університет України, м. Київ*

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ КОМПОЗИЦІЙНИХ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ КОБАЛЬТУ

В роботі розглянуто основні процеси, що відбуваються на поверхнях тертя композиційних сплавів на основі кобальту (ливарних і порошкових) в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження.

Ключові слова: кобальтовий сплав, порошкова металургія, карбід титану, карбід ніобію, тертя та зношування.

Актуальність дослідження

В процесі підвищення надійності і ресурсу газотурбінних двигунів (ГТД) однією з найбільш важливих задач є забезпечення високої зносостійкості контактних поверхонь бандажних полиць робочих лопаток турбін [1, 2]. Особливо гостро це питання стало при створенні ГТД нового покоління, де поряд із збільшенням ресурсу ставилась задача підвищення потужності на одиницю маси двигуна, що, відповідно, привело до збільшення робочих температур і діючих навантажень. З огляду на перспективи розвитку і вимоги, що ставляться до сучасних авіаційних ГТД, така тенденція зберігатиметься й надалі.

В роботах [3, 4] показано, що ефективним методом підвищення зносостійкості бандажних полиць може бути напаювання композиційного порошкового сплаву П-76. Для його застосування і подальшого поліпшення необхідно виділити та вивчити основні процеси, що призводять до його руйнування в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження.

Метою даної роботи є дослідження процесів зношування і поверхневого руйнування евтектичних і порошкових сплавів на основі кобальту.

Матеріали і методика дослідження

Ливарні композиційні сплави виготовлялись шляхом електродугової плавки шихтованих заготовок. Плавлення проводилось в інертній атмосфері аргону за допомогою вольфрамового електроду. Для досягнення рівномірності розподілу елементів у сплаві проводили чотирикратне

переплавлення з перевертанням відливків.

Зразки порошкових сплавів для дослідження виготовляли методом порошкової металургії, що включав розмелення порошкових сумішей в планетарному млині й активоване спікання при гарячому пресуванні. Для виготовлення пресованих зразків використовувались порошки кобальту, хрому, алюмінію, заліза та карбіду титану. Склад досліджених сплавів наведено в табл. 1.

Для оцінки зносостійкості даних сплавів використовувалась установка МФК-1, додатково обладнана кільцевою електричною піччю для імітації умов високотемпературного віброконтактного навантаження. [5] Використання нагрівального елемента, виготовленого зі сплаву Resistohm-145, дозволило підняти максимальну робочу температуру до 1050 °C. Випробування проводились в однайменних парах при наступних умовах: питоме контактне навантаження – $P = 30$ МПа; амплітуда відносного переміщення зразків – $A = 120$ мкм; частота коливань – 30 Гц; база випробувань – $5 \cdot 10^6$ цикл.; температура оточуючого середовища – 650–1050 °C.

Результати проведених досліджень показали (рис. 1), що при температурі 650 °C сплав П-76 перевищує за зносостійкістю сплав П-69 в 1,6 раза, а сплав XTH-62 – в 15 разів. При температурі 800 °C спостерігається зростання інтенсивності зношування сплаву П-76 в 2 рази, сплаву П-69 – в 3,6 рази, а сплаву XTH-62 в 4 рази порівняно з температурою 650 °C. При температурі 1050 °C випробувано матеріали П-69 і П-76, знос порошкового сплаву в 1,6 раза менший за знос ливарного.

Таблиця 1 – Склад композиційних сплавів

№	Марка	Co	TiC %, об/мас	NbC %, об/мас	Cr %, мас	Al %, мас	Fe %, мас	W %, мас	Пористість, %
1	XTH-62	48,25	0	19/17,25	20	2	3	9,5	0 (ливарний)
2	П-69	55,5	30/19	0	19,6	2,95	2,95	0	0 (ливарний)
3	П-76	43,83	50/36	0	15,5	2,33	2,33	0	3,1

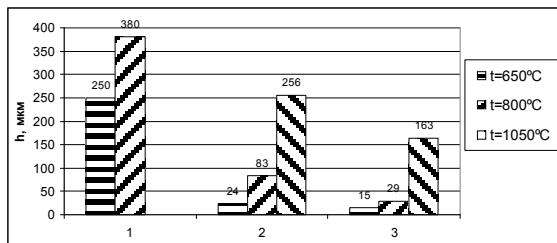


Рис. 1. Зношування композиційних сплавів на основі кобальту в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження: 1 – сплав XTN-62, 2 – сплав П-69, 3 – сплав П-76

Сплав XTN-62 інтенсивно зношується на всьому температурному проміжку. Аналіз стану поверхні тертя, а також – стан підповерхневих шарів (рис. 2) дозволяє зробити висновок про руйнування внаслідок пластичного деформування. Таким чином, в результаті дії зовнішнього циклічного навантаження в матеріалі виникають знакозмінні напруження, що призводять при високих температурах до утворення деформаційного рель’єфу у вигляді напливів металу.

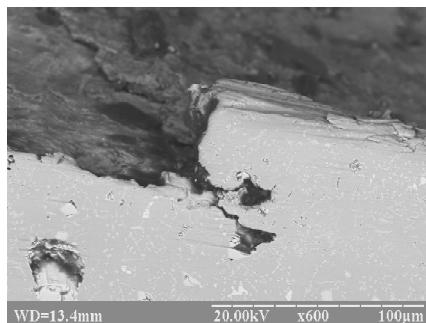


Рис. 2. Деформаційна структура сплаву XTN-62, пластичні деформації і подрібнення карбідних кристалів, $\times 2500$

Внаслідок значних пластичних деформацій, утворена в результаті фрикційної високотемпературної взаємодії захисна оксидна структура відділяється від механічно нестійкого підповерхневого шару матеріалу. Таке сколювання, швидше за все, відбувається на ділянках фактичного контакту, що сприяє процесам відкривання ювенільних ділянок металу і схоплюванню. Крім того, поверхні таких сколів мають підвищено дефектність кристалічної гратки, що сприяє їх активному окисленню. Високу інтенсивність поверхневого деформування можна пояснити низьким вмістом карбіду ніобію в сплаві, а також – його низькою жаростійкістю при температурах вище 800°C [6].

В результаті заміни карбіду ніобію на карбід титану збільшилися міцність і жаростійкість наповнювача. Збільшення також і кількості карбідної фази у ливарному сплаві П-69 до 30 % об. дозволило значно зменшити інтенсивність дефор-

мацийних процесів на поверхнях тертя. Аналіз мікроструктури поверхневого шару евтектичного сплаву на основі кобальту П-69 дає підстави вважати, що такої його кількості недостатньо, щоб запобігти деформуванню поверхневого шару, тому руйнування поверхонь цього матеріалу внаслідок пластичного деформування в умовах віброконтактного навантаження достатньо виражене. Типова деформаційна структура поверхневого шару під «доріжкою» тертя сплаву П-69 зображене на рис. 3. Витягнутість карбідів і їх щільне прилягання один до одного в умовах деформування призводить до руйнування й дроблення видовжених зерен. В результаті цього зміцнююча фаза викриється, утворюючи порожнини в металі.

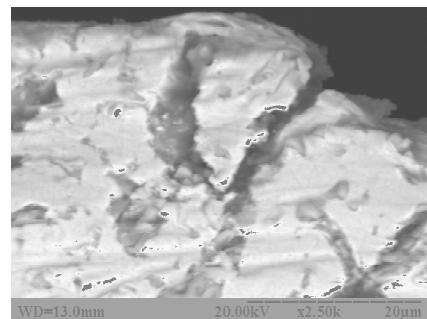


Рис. 3. Деформаційна структура поверхневого шару сплаву П-69 – руйнування карбідних зерен, $\times 2500$

Супутнім процесом, пов’язаним з поверхневим деформуванням, є викришування крупних карбідних зерен з поверхні тертя. Такі зерна, з розміром 10...40 мкм, при певних умовах зовнішнього знакозмінного динамічного навантаження можуть відігравати роль абразивних частинок. Однак, дослідження поверхонь тертя показало, що характерних пошкоджень немає. Можна припустити, що тріщини в крупних карбідних зернах, а також – руйнування витягнутих дрібних призводить до відокремлення невеликих кристалів, розмір яких недостатній для пошкодження поверхні тертя.

Аналізуючи вищевикладений матеріал, можна вивести феноменологічну схему зношування евтектичних сплавів на основі кобальту в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження:

- На початковому етапі відбувається утворення тонких оксидних плівок, руйнування мікровиступів поверхні. З підвищенням температури дані процеси пришвидшуються. В мікрападинах поверхні накопичуються продукти зношування, що разом із досягненням рівноважної шорсткості завершує процес припрацювання і стабілізує зношування.
- Внаслідок прикладання знакозмінних навантажень відбувається початкове накопичення

втомного пошкодження, поява незначних за площею і розміром деформованих ділянок.

3. Текучість поверхневого шару призводить до деформацій поверхні, видавлювання матеріалу із найбільш навантажених ділянок фактичного контакту, подрібнення і викришування карбідних фаз, що супроводжується їх окисленням, призводить до злущування захисних оксидних шарів, які сприймають і компенсують напруження, викликані дією сил тертя.

4. Внаслідок великої дефектності поверхонь сколів, частинок відокремленого і деформованого металу відбувається інтенсифікація процесів окислення, порушується рівновага між утворенням і руйнуванням захисних поверхневих шарів.

Заміна карбіду ніобію карбідом титану дозволило покращити властивості кобальту, про що свідчать результати попередньо наведених досліджень.

Тривалі випробування в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження показали, що сплав П-76 має найвищу зносостійкість. Аналіз стану поверхні тертя і підповерхневого шару показав суттєву різницю в механізмі руйнування спряжених поверхонь. На рис. 4 представлена топографія «доріжки тертя» сплаву при температурі 1050 °C.

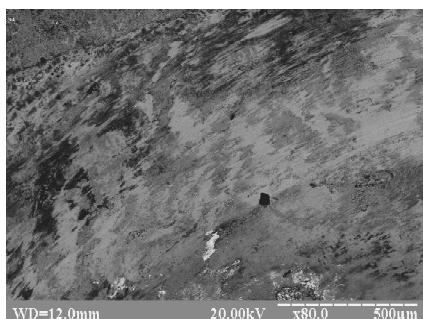


Рис. 4. Топографія поверхні тертя сплаву П-76, $t = 1050 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $\times 80$

В усьому діапазоні температур випробувань структура поверхні є рівномірною. Характерним для нього, як і для всіх порошкових сплавів при високій температурі є формування стійкого шару оксидів матриці, які в своєму складі можуть мати до 46 % мас. хрому (світлі ділянки). Їх поверхня частково покрита оксидами титану (темні ділянки). Утворення оксидів титану і їх намашування на більш твердий підшар можна вважати ще одним підтвердженням того, що карбідні зерна розташовуються на ділянках безпосереднього контакту двох спряжених поверхонь. Утворені на поверхні карбідних зерен шари твердого розчину $\text{TiC} + \text{TiO}$ менш тверді за основу і в процесі тертя злущуються, їх невелика товщина призводить до утворення дрібнодисперсних порошків

TiO_2 . Спільна дія високого навантаження і температури сприяє їх припіканню до основи, забезпечує їх когезію. Таким чином утворюється градієнтний поверхневий шар, який відповідає правилу позитивного градієнта. Схематично цей процес показано на рис. 5, а, б, в.

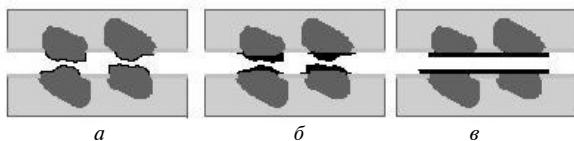


Рис. 5. Схема утворення оксидного шару при високих температурах: а – вихід карбідів на ділянки фактичного контакту, утворення тонких оксидних плівок, б – подальше окислення карбіду титану і початок його зношування, в – зношування оксидного шару на поверхні TiC і його намашування на поверхню тертя, формування градієнтного оксидного шару

Слід зазначити, що розмір темних ділянок (їх розмір в напрямку, паралельному напрямку тертя досягає 200–300 мкм, що приблизно дорівнює подвійній амплітуді проковзування контроліла по зразку – 240 мкм) значно перевищує площину виходу на поверхню тертя одиничного карбідного зерна. Можна припустити, що розміри і форма темних ділянок відповідають контурній площині фрикційної взаємодії [7].

Таким чином, оксиди титану, потрапляючи на твердий підшар відіграють роль мастила, пом'якшуючи фрикційну взаємодію спряжених поверхонь і сприяють стабілізації процесу тертя.

Аналіз окремих ділянок «доріжки тертя» сплаву П-76 показав зколоування достатньо великих за розміром ділянок захисного оксидного шару – 40–100 мкм (рис. 6, а). Дрібнодисперсні частинки зношеного матеріалу накопичуються на ділянках, вільних від тертя. Такими ділянками, очевидно, і є місця сколовання, так як вони нижче за сусідні ділянки поверхні. Відсутність оксидів зумовлює їх високу адгезійну здатність, що сприяє закріпленню продуктів зношування і утворенню нової трибоструктури. Результат такого процесу зображенено на рис. 6, б.

Вище наведений аналіз показує, що оксидний шар суцільно покриває поверхню тертя і ефективно захищає її від зношування. Однак, попередньо проаналізований сплав XTH-62 також формує оксидний шар, але він швидко руйнується внаслідок пластичного деформування металевої основи. Така різниця в характері зношування і зносостійкості полягає в суттєвій відмінності в структурі сплавів. На рис. 7 зображено структуру сплаву П-76 під доріжкою тертя. Видно, що взаємне розташування зміцнюючої фази мало відрізняється від вихідної мікроструктури, що може свідчити про відсутність пластичного деформування поверхневого шару.

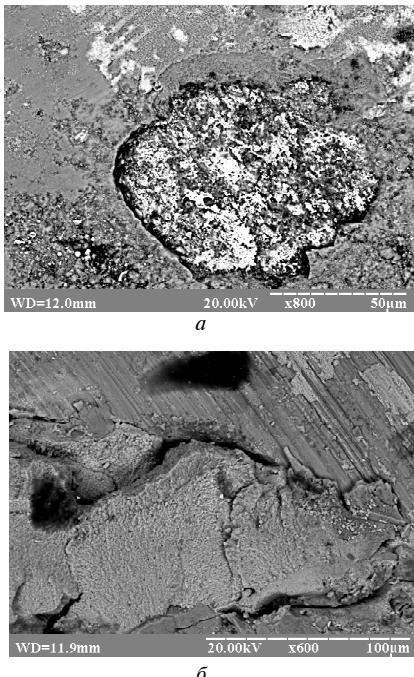


Рис. 6. Зношування сплаву П-76. Топографія поверхні тертя ($t = 1050^{\circ}\text{C}$): *a* – відшарування оксидної плівки; *b* – замашування місця сколу продуктами зношування

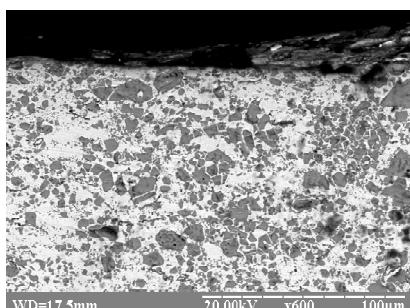


Рис. 7. Мікроструктура сплаву П-76 під «доріжкою тертя» після випробувань при $t = 1050^{\circ}\text{C}$

Матрична фаза щільно прилягає до зерен TiC, відсутні тріщини. Відсутнє також викришування карбідної фази з поверхні тертя, що, з однієї сторони, говорить про її міцне зчеплення з матричною фазою, оптимальну передачу напружень від сил тертя всередину матеріалу, з іншої – про переважно механо-хімічний механізм зношування. Відсутність деформованого підповерхневого шару говорить про локалізацію напружень, в тонкому поверхневому шарі. В роботі [7] говориться про можливість відсутності пластичного деформування і фрагментації поверхневого шару металу; зношування відбувається переважно внаслідок руйнування оксидних шарів. Такий характер взаємодії можливий при достатньо низьких навантаженнях. Очевидно, що такі навантаження практично не викликають в матеріалі напруження, що перевищують межу текучості. Таким чином, можна стверджувати, що при вдалому підборі складу

композиційного сплаву, що забезпечить релаксацію напружень і обмеження взаємодії в пружній області, навантаження, при яких буде відбуватись переважно механо-хімічне зношування, можна збільшити.

Викладений аналіз дозволяє виділити певні процеси на поверхні тертя композиційних порошкових сплавів з високим вмістом наповнювача і запропонувати наступну феноменологічну схему їх зношування в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження:

1. В початковий період припрацювання відбувається формування захисного оксидного шару, зношування матричної фази і вихід зерен карбідів на ділянки фактичного контакту.

2. Зерна карбіду титану насичуються киснем, таким чином формується бар'єр для подальшої його абсорбції, з іншої – зниження твердості їх поверхні, що сприяє зменшенню інтенсивності зношування.

3. Зростання температури призводить до інтенсифікації процесів окислення. При $t > 900^{\circ}\text{C}$ формується шар оксидів з підвищеним вмістом хрому. Зношування зерен карбіду титану сприяє намашуванню більш м'якого оксидного шару поверх твердого. Таким чином, TiO_2 відіграє роль твердого мастила.

4. При тривалому контактно-силовому впливі відбувається руйнування захисного оксидного шару, намазані продукти зношування, будучи більш м'якими, не можуть в повній мірі протидіяти зовнішньому температурно-силовому впливу, порушуються процеси відновлення оксидних плівок, що призводить до збільшення інтенсивності зношування.

Висока зносостійкість утворених в процесі високотемпературної віброконтактної взаємодії поверхневих структур та їх міцність забезпечуються структурною стабільністю і протидією пластичним деформаціям основного матеріалу завдяки оптимальному вмісту зносостійкого жаростійкого наповнювача.

Високі контактні навантаження локалізуються в поверхневих вторинних структурах і напруження, що передаються на нижчі шари, викликають в них переважно пружні деформації, що підтверджується металографічним аналізом. Обмеження пластичних деформацій і високотемпературної текучості слідчим введення в матрицю 50 % об. карбіду титану є важливою передумовою для застосування даного сплаву в вузлах тертя, що додатково навантажені високою температурою.

Висновки

На основі аналізу процесів, що відбуваються на поверхнях тертя розглянутих композиційних сплавів на основі кобальту (ливарних і порош-

кових) запропоновано феноменологічні схеми їх високотемпературного зношування в умовах високотемпературного віброконтактного навантаження.

Високі трибологічні характеристики сплаву П-76 підтверджено випробуваннями в широкому діапазоні температур (від кімнатних до 1373 К). Він володіє високою зносостійкістю, що робить його перспективним в якості матеріалу для нанесення на контактні поверхні бандажних полиць робочих лопаток турбін ГТД.

Список літератури

1. Контактное взаимодействие сопряженных деталей ГТД / [В. А. Богуслаев, Л. И. Ивщенко, А. Я. Качан, В. Ф. Мозговой]. – Издат. комплекс ОАО «Мотор Сич». – 2009. – 328 с.
2. Ивщенко Л. И. Изнашивание жаропрочных материалов при вибрациях / [Л. И. Ивщенко, А. Я. Качан] // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 2. – С. 160–163.
3. Композиційні сплави для зміщення контактних поверхонь бандажних полиць робочих лопаток газотурбінних двигунів / [М. В. Кіндрачук, О. І. Духота, Т. С. Черепова, О. В. Тісов] // Проблеми трибології. – 2010. – №4. – С. 101–104.
4. Кіндрачук М. В. Зносостійкі та жароміцні сплави на основі кобальту/ [М. В. Кіндрачук, О. В. Тісов] // Наукові технології. – К. : Вид-во нац. авіац. ун-ту «НАУ-друк». – 2010. – № 2 . – С. 26–29.
5. Духота О. І. Дослідження зносостійкості жароміцніх композиційних сплавів в умовах високотемпературного фретингу / [О. І. Духота, О. В. Тісов] // Проблеми тертя та зношування. – К. : НАУ – 2010. – № 53. – С. 195–200.
6. Войтович Р.Ф. Окисление карбидов и нитридов. – К. : Наукова думка, 1981. – 191 с.
7. Гарбар И. И. О структуре и строении поверхностных слоев сопряженных материалов трущихся пар. / И. И. Гарбар // Трение и износ. – 1990. – Т. 11. – № 4.– С. 581–593.

Поступила в редакцию 28.09.2011

Тисов А.В. Исследование износстойкости композиционных сплавов на основе кобальта

В работе рассмотрены основные процессы, протекающие на поверхностях трения композиционных сплавов на основе кобальта (литейных и порошковых) в условиях высокотемпературного виброконтактного нагружения.

Ключевые слова: кобальтовый сплав, порошковая металлургия, карбид титана, карбид ниобия, трение и износ.

Tisov O. Investigation of wear resistance of composite cobalt based alloys

Current work investigates main phenomena, which take place on friction surfaces of composite cobalt based alloys (cast and powder) in conditions of high temperature vibration loading.

Key words: cobalt based alloy, powder metallurgy, titanium carbide, niobium carbide, friction and wear.

УДК 669.245.018.044:620.193.53

**Д-р техн. наук А. Д. Коваль, канд. техн. наук А. Г. Андриенко,
канд. техн. наук С. В. Гайдук, канд. техн. наук В. В. Кононов**

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГАФНИЯ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ЛИТЕЙНОГО ЖАРОПРОЧНОГО КОРРОЗИОННОСТОЙКОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА

Исследовано влияние гафния в диапазоне легирования от 0,1 % до 0,9 % по массе на структуру и механические свойства сплава ЖСЗЛС. Приведены результаты механических испытаний и металлографических исследований опытных составов с разным содержанием гафния в исследованном диапазоне легирования, в сравнении со сплавом ЖСЗЛС без добавок гафния.

Ключевые слова: жаропрочные коррозионностойкие никелевые сплавы, термическая обработка, структура, морфология фаз, система легирования, кратковременная и длительная прочность.

Введение

Впервые в 60-х годах прошлого столетия было установлено, что добавки гафния заметно повышают пластичность сплавов систем Ni—Cr—Fe и Co—Ni—Cr. В более поздних исследованиях отмечалось благоприятное влияние гафния на служебные характеристики жаропрочных никелевых сплавов. Так, например, в начале 70-х годов прошлого века в США были внедрены в промышленное производство модернизированные составы, легированные гафнием: сплав B-1900 с гафнием под маркой MM-007; сплав Инко 713C с гафнием под маркой MM-004 [1].

Во многих исследовательских работах было показано, что для системы легирования конкретного сплава введение оптимального количества гафния приводило к одновременному повышению, как прочностных характеристик, так и показателей пластичности. При этом, положительное влияние гафния заключалось не только в измельчении дендритной структуры, но и в изменении морфологии карбидной фазы, при одновременном повышении термической стабильности упрочняющей γ' -фазы и торможении диффузионных процессов по границам зерен [1–6].

Многие исследователи считают, что введение гафния в жаропрочные никелевые сплавы позволяет снижать в их составе содержание хрома без заметного ухудшения параметров высокотемпературной коррозионной стойкости, что способствует повышению прочностных характеристик материала при снижении вероятности образования вредных ТПУ-фаз, в частности σ -фазы, в процессе длительной высокотемпературной эксплуатации [7–8].

Таким образом, до настоящего времени одним из перспективных направлений повышения комплекса служебных характеристик литейных жаро-

прочных коррозионностойких никелевых сплавов считается легирование гафнием.

В данной работе исследовано влияние легирования перспективным элементом гафнием в диапазоне концентраций от 0,1 % до 0,9 % по массе на структуру и механические свойства промышленного марочного сплава ЖСЗЛС, с целью оптимизации его содержания в многокомпонентной системе легирования, для повышения уровня прочностных характеристик и улучшения структурной стабильности.

Постановка задачи

Образцы опытных составов №1–№5 с добавками гафния в исследуемом диапазоне легирования от 0,1 % до 0,9 % с концентрационным шагом 0,2 % по массе, отливались на базе паспортной шихтовой заготовки промышленного сплава ЖСЗЛС. Гафний в опытные составы входил по расчету в виде Ni-Hf лигатуры (Hf – 85 %, Ni – 15 %).

Заливка образцов опытных составов №1–№5 с различными добавками гафния в исследуемом диапазоне и образцов марочного сплава ЖСЗЛС без добавок гафния осуществлялась в вакуумно-индукционной печи марки УППФ-3М в соответствии с серийной технологией. Литые заготовки образцов имели цилиндрическую форму диаметром 16 мм и длиной 70 мм.

По химическому составу исходный базовый сплав ЖСЗЛС соответствовал нормам ОСТ 1.90127-85 (табл. 1). Химический анализ опытных плавок проводился стандартными методами, согласно требованиям ТУ 14-1689-73 и ОСТ 1.90127-85. Спектральный химический анализ опытных плавок проводился на оптическом эмиссионном приборе ARL-4460 (спектрометр одновременного многоканального анализа). Химические составы опытных плавок приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав исследованных сплавов

Сплав №	Содержание легирующих элементов %, по массе											
	C	Cr	Al	Ti	Mo	W	Co	Hf	Ce	Zr	B	Ni
1	0,11	15,4	2,9	2,8	3,9	4,1	4,6	0,1	0,01	0,02	0,015	Осн.
2	0,10	15,1	3,1	3,0	4,0	4,0	5,0	0,3	0,01	0,02	0,015	Осн.
3	0,09	15,3	3,0	2,9	4,1	3,9	4,9	0,5	0,01	0,02	0,015	Осн.
4	0,11	15,2	2,8	3,1	3,8	3,8	4,7	0,7	0,01	0,02	0,015	Осн.
5	0,10	15,5	2,9	2,7	3,7	4,1	4,8	0,9	0,01	0,02	0,015	Осн.
ЖСЗЛС	0,12	16,1	2,7	2,7	3,8	3,7	5,5	–	0,01	0,02	0,015	Осн.

Далее, из литьих заготовок образцов опытных составов № 1–№ 5 и сплава ЖСЗЛС изготавливались стандартные цилиндрические образцы для сравнительных механических испытаний по стандартным методикам: на кратковременную прочность температуре при 20 °C (ГОСТ 9651-73) и длительную прочность при температуре 950 °C (ГОСТ 10145-81). Механические испытания всех образцов проводились после термической обработки.

Металлографические исследования структуры образцов всех опытных составов проводилось на нетравленых и травленых микролифах на светодиом оптическом микроскопе «Olympus IX-70» с цифровой видеокамерой «ExwaveHAD color video camera Digital Sony» при увеличении × 500.

Анализ результатов

С целью оценки влияния легирования гафнием и оптимизации его содержания в сплаве ЖСЗЛС были проведены сравнительные механические испытания образцов опытных составов № 1, № 2, № 3, № 4 и № 5, содержащих по расчету добавки гафния 0,1 %, 0,3 %, 0,5 %, 0,7 % и 0,9 % по массе, соответственно (табл. 1).

На рис. 1 представлены результаты испытаний на кратковременную прочность при температуре 20 °C образцов опытных составов № 1–№ 5

с различным содержанием гафния в исследованном диапазоне, в сравнении с образцами марочного состава сплава ЖСЗЛС без добавок гафния.

Результаты механических испытаний показали, что при увеличении содержания гафния в опытных сплавах № 1 – № 5 во всем исследованном диапазоне легирования, повышаются не только показатели прочности, но и пластичности, по сравнению со сплавом ЖСЗЛС без добавок гафния. Установлено, что уровень механических свойств сплава ЖСЗЛС зависит от содержания гафния и имеет ярко выраженный экстремальный характер.

Из рисунка 1 видно, что лучшие показатели кратковременной прочности и пластичности достигаются при содержании гафния в количестве 0,3 % по массе, что является оптимальным для многокомпонентной системы легирования сплава ЖСЗЛС. Так, при оптимальном легировании гафнием (состав № 2) предел прочности σ_B повышается на 200–210 МПа. При этом, предел прочности образцов сплава ЖСЗЛС с оптимальной добавкой 0,3 % гафния увеличивается до 930–950 МПа, по сравнению с образцами марочного состава сплава ЖСЗЛС (730–750 МПа), без добавок гафния, при одновременном повышении показателей пластичности δ_B в 2,5–3 раза (рис. 1).

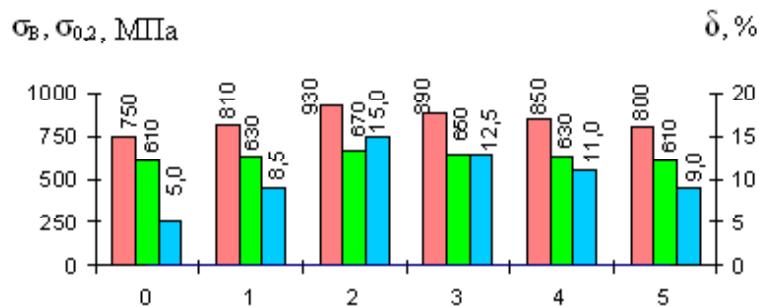


Рис. 1. Кратковременные механические свойства при 20 °C сплава ЖСЗЛС, легированного гафнием в исследованном диапазоне:

- 0 – сплав ЖСЗЛС без гафния; 3 – сплав ЖСЗЛС с 0,5 % гафния;
- 1 – сплав ЖСЗЛС с 0,1 % гафния; 4 – сплав ЖСЗЛС с 0,7 % гафния;
- 2 – сплав ЖСЗЛС с 0,3 гафния; 5 – сплав ЖСЗЛС с 0,9 % гафния

Следует отметить, что легирование сплава ЖСЗЛС гафнием в количестве 0,1 % и 0,9 % по массе (составы № 1 и № 5) незначительно повышает предел прочности σ_B на 50–60 МПа, по сравнению со сплавом ЖСЗЛС без гафния.

На рисунке 2 представлены результаты испытаний на длительную прочность при температуре 950 °C и напряжении $\sigma = 120$ МПа образцов опытных составов № 1–№ 5 с различным содержанием гафния, в сравнении со сплавом ЖСЗЛС без добавок гафния. Результаты испытаний показали, что при различном содержании гафния в опытных сплавах № 1–№ 5, во всем исследованном диапазоне легирования заметно увеличилось время до разрушения образцов.

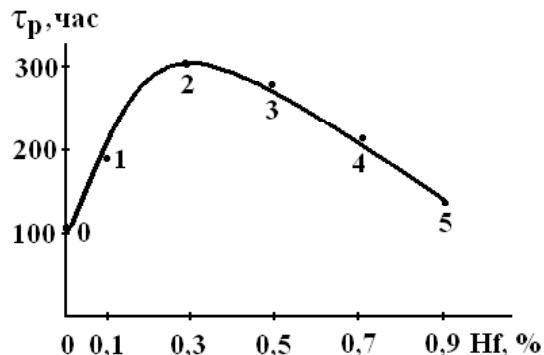


Рис. 2. Влияние легирования гафнием на время до разрушения образцов сплава ЖСЗЛС, испытанных при температуре 950 °C и напряжении $\sigma = 120$ МПа:

- 0 – сплав ЖСЗЛС без гафния; 3 – сплав ЖСЗЛС с 0,5 % гафния;
- 1 – сплав ЖСЗЛС с 0,1% гафния; 4 – сплав ЖСЗЛС с 0,7 % гафния;
- 2 – сплав ЖСЗЛС с 0,3% гафния; 5 – сплав ЖСЗЛС с 0,9 % гафния

Установлено, что долговечность образцов сплава ЖСЗЛС зависит от содержания гафния и также носит экстремальный характер. Так, в опытном составе № 2, с содержанием гафния 0,3 % по массе, при температуре испытания $t = 950$ °C и напряжении $\sigma = 120$ МПа время до разрушения образцов увеличилось почти в 3 раза, по сравнению со сплавом ЖСЗЛС без добавок гафния. При этом следует отметить, что образцы всех опытных составов № 1–№ 5, легированных гафнием в исследованном диапазоне от 0,1 % до 0,9 % по массе, показали большую долговечность, чем образцы исходного марочного сплава ЖСЗЛС без добавок гафния (рис. 2).

Следует отметить, что для системы легирования сплава ЖСЗЛС повышение содержания гафния от 0,5 % до 0,9 % по массе приводит к постепенному снижению как показателей кратковременной прочности и пластичности (рис. 1), так и долговечности образцов (рис. 2), по сравнению со сплавом ЖСЗЛС, оптимально легированного гафнием (состав № 2).

Металлографическими исследованиями было установлено наличие в структуре исследованных сплавов карбидов типа MeC. Так, в литой структуре сплава ЖСЗЛС не легированного гафнием, наблюдались скопления мелких частиц карбидной фазы по границам зерен в виде прерывистых цепочек (рис. 3, а). Термическая обработка приводила к образованию более крупных одиночных карбидных частиц, при этом в структуре сплава ЖСЗЛС без добавок гафния наблюдались отдельные группы мелких карбидных частиц, как по границам зерен, так и в теле зерен (рис. 3, в).

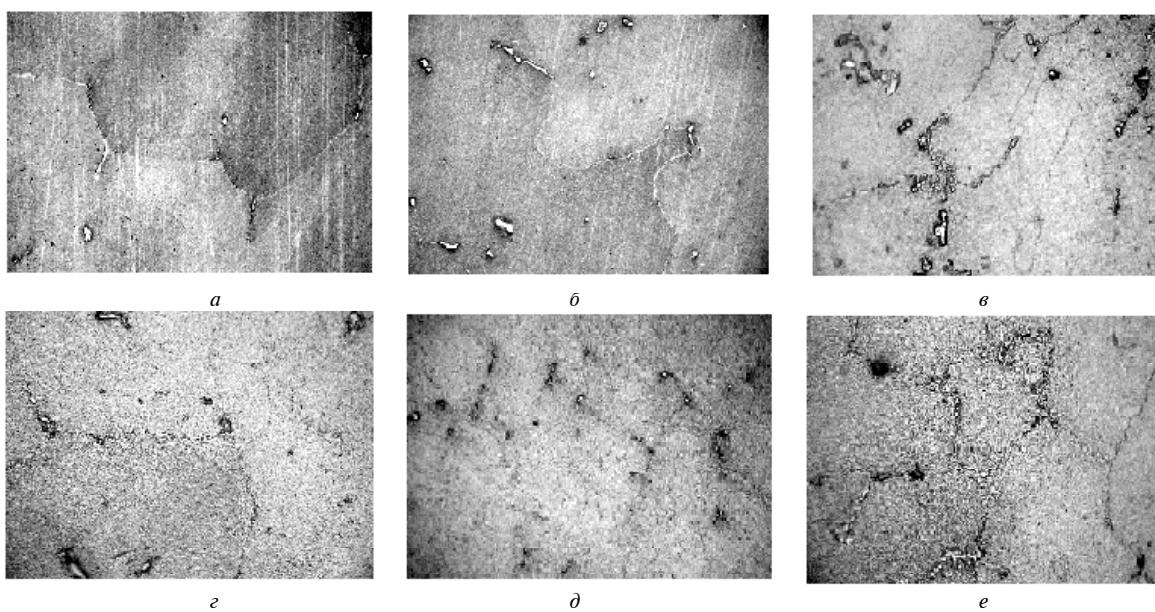


Рис. 3. Микроструктура сплава ЖСЗЛС в литом состоянии (а-в) и после термической обработки (г-д) $\times 500$: а, в – без добавок гафния; б, д – с добавкой гафния 0,3%; в, е – с добавкой гафния 0,9 %

Подобно титану гафний является γ' - образующим элементом и частично замещает алюминий в основной упрочняющей γ' - фазе. Металлографические исследования показали, что в структуре опытных сплавов №1 – №5, легированных разным количеством гафния, наряду с мелкодисперсными частицами γ' - фазы наблюдаются более крупные первичные выделения γ' - фазы, образующиеся при кристаллизации в межосных участках дендритов, что говорит об их эвтектическом происхождении. Поэтому гафний относится к числу элементов, который наиболее сильно ликвидирует в жаропрочных никелевых сплавах.

Исследование микроструктуры показало, что легирование сплава ЖСЗЛС гафнием в оптимальном количестве 0,3 % по массе способствовало формированию глобулярных карбидов по границам зерен (рис. 3, б). После термической обработки карбидные частицы глобулярной и полигональной морфологии располагались преимущественно в теле зерен (рис. 3, д).

Увеличение содержания гафния до 0,9 % по массе способствовало более заметному увеличению размеров карбидных частиц, по сравнению со структурой исходного сплава ЖСЗЛС без гафния. При этом, с повышением содержания гафния до 0,9 % по массе, в литой структуре сплава ЖСЗЛС было выявлено значительное количество более крупных частиц карбидной фазы (рис. 3, в). После термической обработки в структуре наблюдались отдельно расположенные крупные карбидные частицы неправильной окружной формы, которые несколько уменьшились в размерах, по сравнению с литым состоянием (рис. 3, е).

Металлографические исследования показали, что повышение содержания гафния в сплаве ЖСЗЛС до 0,9 % по массе приводит к заметному увеличению в структуре количества эвтектических выделений $\gamma\text{-}\gamma'$ и изменению ее морфологии, по сравнению со структурой сплава ЖСЗЛС без гафния. В литой структуре эвтектические выделения $\gamma\text{-}\gamma'$ имели форму конгломератов, ко-

торые преимущественно выделялись по границам зерен (рис. 3, е). Термическая обработка привела к незначительному уменьшению размеров выделений эвтектики $\gamma\text{-}\gamma'$ (рис. 3, е). В целом, после термической обработки структура исследованных сплавов отличалась большей структурной однородностью за счет частичного растворения эвтектических выделений $\gamma\text{-}\gamma'$ в γ -твердом растворе.

После испытаний образцов на длительную прочность, металлографическими исследованиями было установлено, что в структуре сплава ЖСЗЛС с добавками гафния в количестве 0,5 %, 0,7 %, 0,9 % (составы № 3, № 4, № 5), рядом с карбидными частицами наблюдалась игольчатая топологически плотноупакованная фаза, вероятно типа Ni_5Hf , которая выделялась из γ -твердого раствора в виде пластин, как в осьях дендритов, так и в междендритных пространствах (рис. 4).

Исследования показали, что после механических испытаний в структуре образцов сплава ЖСЗЛС с увеличением содержания гафния от 0,5 % до 0,9 % размер выделений пластинчатой фазы типа Ni_5Hf постепенно увеличивался, что негативно влияло как на характеристики кратковременной и длительной прочности, а также и пластичности (рис. 1, 2).

Металлографический анализ и результаты механических испытаний показали, что для многокомпонентной системы легирования сплава ЖСЗЛС оптимальным содержанием гафния является 0,3 % по массе, при котором достигаются лучшие структурные параметры и показатели кратковременной и длительной прочности.

Таким образом, оптимальное легирование сплава ЖСЗЛС гафнием в оптимальных пределах 0,2–0,4 % по массе наиболее эффективно повышает как кратковременную, так и длительную прочность за счет структурных параметров. При этом, основное позитивное влияние добавок гафния в сплаве ЖСЗЛС заключалось в повышении межзеренной прочности и пластичности, так как данные показатели, прежде всего, зависят от природы и морфологии карбо-боридных фаз, располага-

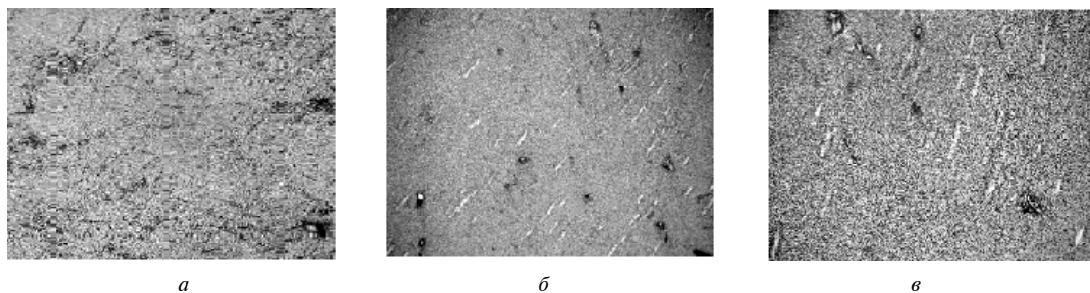


Рис. 4. Пластинчатая фаза типа Ni_5Hf в структуре образцов сплава ЖСЗЛС, легированного гафнием после испытаний на длительную прочность ($t = 950^\circ\text{C}$, $\sigma = 120\text{МПа}$) $\times 500$:

а – ЖСЗЛС с 0,5 % гафния; б – ЖСЗЛС с 0,7 % гафния; в – ЖСЗЛС с 0,9 % гафния

гающихся преимущественно по границам зерен в виде включений и эвтектик.

Выводы

1. Лучшие показатели кратковременной и длительной прочности достигаются в сплаве ЖСЗЛС при оптимальном легировании гафнием в количестве 0,3 % по массе. По сравнению с образцами сплава ЖСЗЛС без гафния, в опытном составе № 2 предел кратковременной прочности повышается на 200–210 МПа, а долговечность почти в 3 раза.

2. Повышение содержания гафния до 0,9 % по массе приводит к постепенному снижению показателей прочностных характеристик. Однако, все опытные составы № 1–№ 5, содержащие гафний в исследованном диапазоне от 0,1 % до 0,9 % по массе, показали более высокие значения кратковременной прочности и пластичности, а также долговечности, чем исходный марочный сплав ЖСЗЛС без добавок гафния.

3. Оптимальное легирование сплава ЖСЗЛС гафнием в количестве 0,3 % по массе (состав № 2) благоприятно влияет на структурные параметры, что способствует формированию глобулярных карбидов, как по границам зерен, так и в теле зерен, повышая уровень механических характеристик.

4. Повышение содержания гафния до 0,9 % по массе в сплаве ЖСЗЛС приводит к общему огрублению структуры. При этом в структуре заметно увеличивается количество эвтектических выделений $\gamma-\gamma'$, что повышает структурную неоднородность, по сравнению со структурами опытного состава № 2 и исходного марочного сплава ЖСЗЛС без добавок гафния.

Список литературы

- Масленков С.Б. Влияние гафния на структуру и свойства никелевых сплавов / С. Б. Масленков, Н. Н. Бурова, В. В. Хангулов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1980. – № 4. – С. 45–46.
- Литейные жаропрочные сплавы. Эффект С. Т. Кишкина : науч.-техн. сб. к 100-летию со дня рождения С. Т. Кишкина / Под общ. ред. Е. Н. Каблова. – М. : Наука, 2006. – 272 с.
- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Е. Н. Каблов. – М. : МИСИС, 2001. – 632 с.
- Каблов Е.Н. Жаропрочность никелевых сплавов / Е. Н. Каблов, Е. Р. Голубовский. – М.: Машиностроение, 1998. – 464 с.
- Каблов Е. Н. Перспективы применения литейных жаропрочных сплавов для производства турбинных лопаток ГТД / Е. Н. Каблов, С. Т. Кишкин // Газотурбинные технологии. – 2002. – Январь–февраль. – С. 34–37.
- Жаропрочность литейных никелевых сплавов и защита их от окисления / [Б. Е. Патон, Г. Б. Строганов, С. Т. Кишкин и др.]. – К. : Наук. думка, 1987. – 256 с.
- Жаропрочные сплавы для газовых турбин. Материалы международной конференции / [Д. Коткорадис, П. Феликс, Х. Фишмайстер и др.] ; пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина. – М. : Металлургия, 1981. – 480 с.
- Симс Ч. Т. Суперсплавы II. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок / Ч. Т. Симс, Н. С. Столофф, У. К. Хагель ; пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина. – М. : Металлургия, 1995. – Кн. 1, 2. – 384 с.

Поступила в редакцию 22.03.2011

Коваль А.Д., Андрієнко А.Г., Гайдук С.В., Кононов В.В. Дослідження впливу гафнію на структуру і властивості ливарного жароміцького корозійностійкого нікелевого сплаву

Досліджено вплив гафнію в діапазоні легування від 0,1% до 0,9% за масою на структуру і механічні властивості сплаву ЖСЗЛС. Приведено результати механічних випробувань і металографічних досліджень дослідних складів з різним вмістом гафнію в дослідженному діапазоні легування, в порівнянні зі сплавом ЖСЗЛС без добавок гафнію.

Ключові слова: жароміцні корозійностійкі нікелеві сплави; термічна обробка; структура; морфологія фаз; система легування; короткочасна й довготривала міцність.

Koval A., Andrienko A., Gayduk S., Kononov V. Investigation of hafnium influence on structure and properties of cast high-temperature corrosion-resistant nickel-base superalloy

It has been investigated the influence of hafnium within the alloying range from 0,1% to 0,9% by mass on structure and mechanical properties of alloy ЖСЗЛС. The results of mechanical testing and metallographic investigation of experimental chemical compositions with variable hafnium content inside the alloying range in comparison with alloy ЖСЗЛС free of hafnium have been represented.

Key words: high-temperature corrosion-resistant nickel-base superalloys, heat treatment, structure, morphology of phases, alloying system, short-term and long-term strength.

УДК 669.056.9

**В. А. Белоус¹, В. В. Васильев¹, С. К. Голтвяница², В. С. Голтвяница²,
Ю. А. Заднепровский¹, В. И. Коваленко¹, А. С. Куприн¹, Н. С. Ломино¹, А. А.
Лучанинов¹, В. Г. Маринин¹, В. Д. Овчаренко¹, Е. Н. Решетняк¹, В. Е. Стрель-
ницкий¹, Г. Н. Толмачева¹**

¹ Национальный научный центр «Харьковский физико-технический институт» НАН Украины,
² ООО «Риал»; г. Харьков

АБРАЗИВНАЯ И КАВИТАЦИОННАЯ СТОЙКОСТЬ TiN ПОКРЫТИЙ, ЛЕГИРОВАННЫХ AI, Si, Y

Экспериментально изучено влияние состава структуры и условий формирования TiN покрытий, легированных Al, Si, Y, на механические свойства, кавитационную и абразивную стойкости. Покрытия получены на подложках из стали 12X18H10T в среде азота из потоков эрозионной плазмы катодов вакуумного дугового разряда с сепарацией и без сепарации макрочастич. В качестве катодов использован титан с различным содержанием Al, Si, Y. Установлено, что легирование покрытий иттрием вызывает в зависимости от его процентного содержания в покрытии, уменьшения абразивного и кавитационного износа в несколько раз.

Ключевые слова: покрытия, нитриды, титан-алюминий, абразивный износ, кавитационный износ, катод.

Введение

В связи с возрастающими требованиями к повышению эксплуатационного ресурса оборудования транспортного, энергетического и авиационного машиностроения при сохранении его высокой надежности актуальными являются разработки по повышению соответствующих механических характеристик используемых конструкционных материалов. Одним из методов, активно разрабатываемых в последнее время, является создание на поверхности материалов защитных покрытий. Наиболее перспективными в этом направлении являются методы формирования ионно-плазменных покрытий предпочтительно с ионной имплантацией упрочняемой поверхности. Поэтому защита компрессорных лопаток авиационных ГТД, в ряде случаев, осуществляется формированием на их поверхности ионно-плазменных TiN покрытий. Эксплуатация лопаток с покрытиями и ранее проведенные нами исследования [1] показали, что ионно-плазменные покрытия TiN, полученные с применением вакуумного дугового разряда, имеют достаточно высокие стойкости к воздействию кавитации и воздушно-пылевого потока. Однако, сформулированные в последнее время требования по существенному увеличению эксплуатационных параметров оборудования, вызывают необходимость в дальнейшем увеличении стойкости защитных покрытий на его элементах.

В данной работе представлены результаты исследования свойств TiN покрытий, полученных

из потоков эрозионной плазмы катодов вакуумно-дугового разряда, изготовленных из титана с различным содержанием Al, Si, Y. При этом применены различные способы транспортировки плазмы.

Оборудование и методики исследований

Покрытия осаждали на установках типа «Булат» с системой сепарации плазмы от макрочастич и без нее (НПП) [2]. Сепарацию осуществляли, используя систему формирования радиальных потоков (СФРП) [3] и с прямолинейным магнитоэлектрическим фильтром (ПМЭФ) [2]. Принципиальная схема установки с СФРП приведена на рис. 1, а установки с ПМЭФ – на рис. 2.

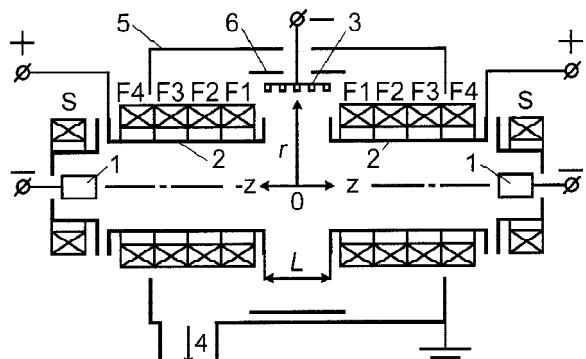


Рис. 1. Схема экспериментальной установки с СФРП:
1 – катод; 2 – анод; 3 – подложки для нанесения покрытий; 4 – откачка; 5 – вакуумная камера; 6 – защитный экран; F1–F4 – секции фокусирующих соленоидов; S – стабилизирующие катушки

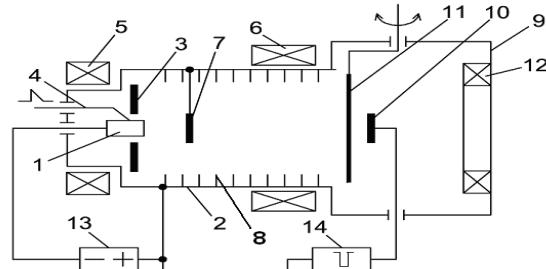


Рис. 2. Схема вакуумно-дугового источника с прямолинейным фильтром: 1 – катод; 2 – анод; 3 – вспомогательный анод; 4 – поджиг; 5, 6, 12 – магнитные катушки; 7 – экран; 8 – диафрагмы; 9 – вакуумная камера; 10 – подложкодержатель; 11 – заслонка; 13 – источник питания дуги; 14 – генератор высоковольтных импульсов

Осаждение покрытий на установке с СФРП осуществляли в атмосфере азота при совместной работе двух источников металлической плазмы, расположенных соосно навстречу друг другу, а на установках с ПМЭФ и НПП из эрозионной плазмы потоков с одного катода. В первом случае подложкодержатель для образцов располагался вне зоны прямой видимости с катодов на расстоянии $r = 175$ мм, а в остальных случаях на расстоянии 260 мм и 350 мм соответственно. Детальное описание работы установок представлено в монографии [3]. Подложки размером $20 \times 10 \times 1$ мм изготавливали преимущественно из стали 12Х18Н10. Нанесение покрытий проводили при давлении азота в вакуумной камере 0,09–0,16 Па и отрицательном потенциале 100–200 В на установках с НПП и СФРП, а на установке с ПМЭФ при подаче импульсов отрицательного потенциала амплитудой 1500 В, длительностью импульса 5 мкс с частотой 24 кГц. Ток дуги поддерживали на уровне 90–100 А. Для нанесения покрытий использованы катоды из титана ВТ1-0, сплавов Ti-Si, Ti-Al, Ti-Al-Si, Ti-Al-Y с различным содержанием легирующих элементов. Состав покрытий определяли методом рентгеновского флюоресцентного анализа на вакуумном сканирующем кристалл-дифракционном спектрометре «СПРУТ». Рентгеноструктурные исследования проводили на дифрактометре ДРОН-3,0 в фильтрованном излучении $\text{Cu}-\text{K}_\alpha$. При этом в приведенных составах получаемых покрытий концентрация азота не учитывалась. Нанотвердость и модуль Юнга измеряли с помощью прибора Nanoindenter G200 методом непрерывного измерения жесткости. Значение Н определяли на глубине индентации, равной 10 % от толщины пленки. В качестве служебных характеристик покрытий исследованы их абразивная и кавитационная (эрэзионная) стойкости. Эрэзионную стойкость оценивали гравиметрическим методом по результатам испытаний на установке МСВ-1 с магнитострикционным преобразователем при частоте колебаний излу-

чателя 20 кГц и амплитуде 30 мкм [4]. Морфологию поверхности до и после испытания изучали при помощи оптического микроскопа ММУ-3. Абразивный износ определяли по схеме плоскость – диск. Поверхность диска с жестко закрепленными абразивными зернами контактировала с плоскостью образца с покрытием. Скорость движения поверхности диска вблизи покрытия составляла 4,38 м/с при нагрузке на образец 2,2 Н. Испытания на жаростойкость проведены в условиях воздушной атмосферы до температуры 1000 °C.

Экспериментальные результаты и их обсуждение

Исследования структуры и состава покрытий, проведенные с применением рентгеновского флюоресцентного анализа, рентгеновской дифрактометрии, металлографии показали, что при использованных параметрах осаждения покрытий с применением ПЭМФ соотношение компонентов в катоде достаточно хорошо воспроизводится в пленках, а для НПП на уровне 50 %. Значения периода кристаллической решетки (ПКР) покрытия $(\text{Ti},\text{Al})\text{N}$ лежат в интервале 0,4196...0,4212 нм и существенно ниже, чем в конденсатах TiN. В пленках TiN период кристаллической решетки составляет 0,4279 нм при 0,4243 нм, характерных для структуры TiN. Уменьшение ПКР покрытия с Al обусловлено образованием твердого раствора $(\text{Ti},\text{Al})\text{N}$ с замещением атомов Ti в структуре меньшими по размеру атомами Al. Размер области когерентного рассеяния (OKR) в покрытиях $(\text{Ti},\text{Al})\text{N}$ почти в два раза ниже, чем в TiN и составляет 6,7 нм. При легировании покрытий небольшим количеством иттрия ПКР нитрида уменьшается, а средний размер OKR увеличивается до 9,4 нм. Это свидетельствует о том, что в пленках $\text{Ti}_{0,5-x}\text{Al}_{0,5}\text{Y}_x\text{N}$ атомы иттрия не замещают атомы металла в кубической решетке нитрида, но способствуют стабилизации пересыщенного твердого раствора $(\text{Ti},\text{Al})\text{N}$ и играют важную роль в формировании межкристаллитных границ.

Зависимость структурных параметров покрытий от содержания иттрия представлена на рис. 3.

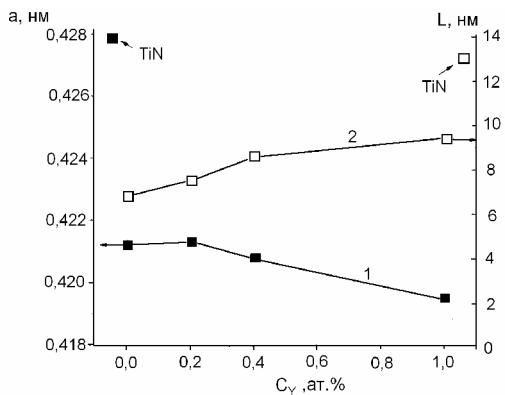


Рис. 3. Зависимости периода решетки (1) и размера ОКР (2) нитрида со структурой типа NaCl от концентрации Y в покрытиях $\text{Ti}_{0,5-x}\text{Al}_{0,5}\text{Y}_x\text{N}$

Анализ микрофотографий шлифов поперечных сечений покрытий системы (Ti-Al-Y)N, отличающихся концентрацией иттрия, показывает, что увеличение процентного содержания добавки существенным образом изменяет характер структуры покрытия: при малом (0,5 вес. %) количестве Y сохраняется свойственная для TiN столбчатость зерен, а при увеличении его содержания до 3,5 вес. % структура становится псевдомармфной. Аналогичная картина наблюдается и в случае покрытий на основе (Ti-Si)N с различным содержанием добавок кремния.

В соответствии со структурой и составом покрытий их механические характеристики и характер износа при различных видах нагружения различен. Покрытия, содержащие кремний в количествах до 2,9 вес.% разрушаются при воздействии кавитации относительно равномерно по всей поверхности под вибратором, создающим кавитационную зону. Типичные кинетические кривые разрушения, полученные при осаждении с НПП при различных условиях формирования покрытия системы (Ti-Si)N представлены на рис. 4. Видно, что ход кинетических кривых, характеризующих износ покрытий, одинаков, однако величина разрушения зависит как от давления, так и от величины отрицательного потенциала, при котором находится подложка в процессе осаждения покрытия.

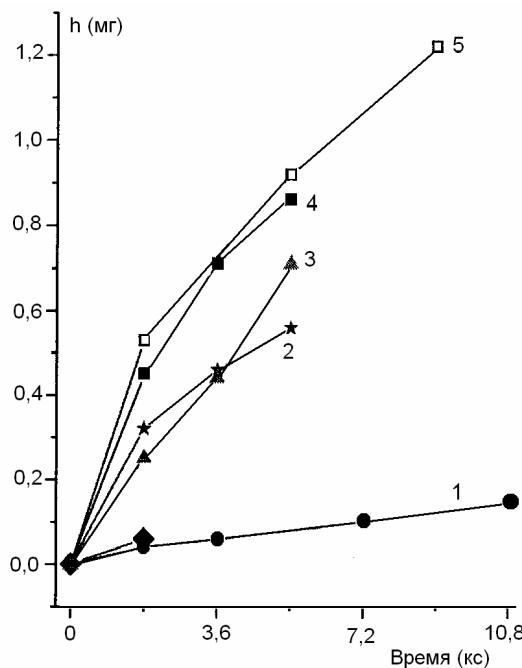


Рис. 4. Кинетические кривые разрушения (Ti-Si)N покрытий, полученных при различных условиях осаждения при воздействии на них кавитации:

1 - TiN ($p = 0,12$ Па, $U = -250$ В); 2 - ($p = 1,06$ Па, $U = -150$ В); 3 - ($p = 1,06$ Па, $U = -25$ В); 4 - ($p = 1,06$ Па, $U = -50$ В); 5 - ($p = 0,13$ Па, $U = 50$ В); p - давление реакционного газа; U - потенциал подложки; h - средняя глубина разрушения

Испытания покрытий системы (Ti-Al-Y)N, полученных при осаждении с НПП показали, что ход кинетических кривых подобен ходу у покрытий (Ti-Si)N, однако величина разрушения уменьшается. При исследовании покрытий этой же системы (Ti-Al-Y)N, но с использованием осаждения с ПЭМФ характер кинетических кривых несколько изменяется, что иллюстрирует рис. 5.

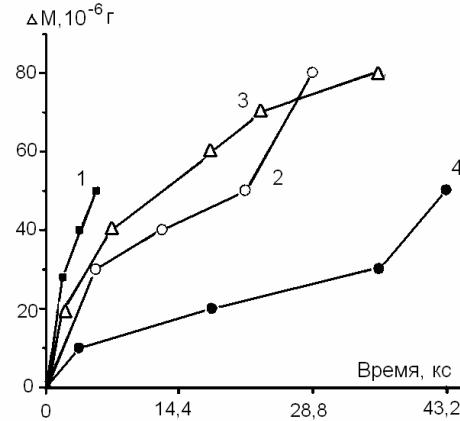


Рис. 5. Кинетические кривые кавитационного износа покрытий различного состава:
1 - TiN; 2 - (Ti-Al)N; 3 - (Ti-Al)N+0,4 вес. % Y;
4 - (Ti-Al)N+1 вес. % Y

Данные рис. 5 показывают, что фактически на кинетических кривых имеется три участка. Первый участок соответствует удалению с поверхности покрытия слабо связанных частиц, второй - разрушению собственно покрытия, третий - разрушению покрытия совместно с подложкой. Характер разрушения и влияние на него иттрия представлены на рис. 6.

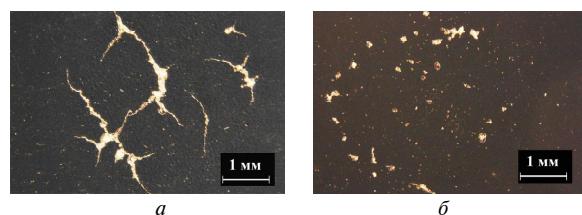


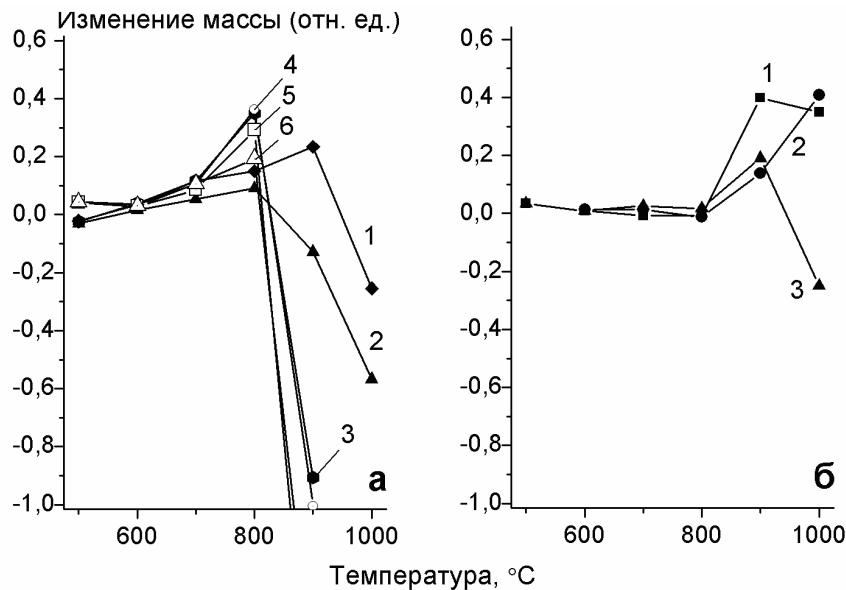
Рис. 6. Микрофотографии зоны разрушения поверхности покрытий после кавитационных испытаний:
a - покрытие (Ti,Al)N, длительность испытаний 8 часов;
b - покрытие (Ti,Al)N+1 вес. % Y, длительность испытаний 10 часов

Из рис. 5, 6 видно, что легирование покрытий иттрием приводит с ростом количества иттрия к переходу разрушения от преобладающего в виде трещин к точечному, обусловленному наличием дефектов. При этом скорость разрушения ниже, по сравнению с покрытием без иттрия (Ti-Al)N. Величины средней стойкости покрытий, определенные из кинетических кривых до третьего участка представлены в таблице совместно с другими характеристиками механических свойств.

Механические характеристики покрытий представлены в табл. 1.

Таблица 1

Состав покрытия	Транспортировка плазмы	Твердость, Н, ГПа	Модуль Юнга Е, ГПа	H^3/E^2 , ГПа	Относительная кавитационная стойкость	Относительная абразивная стойкость	Величина импульсного напряжения на подложке
Ti-N	НПП	33,3	486	0,16	1	1	
(Ti-1,0Si)N	" "	34,5	445	0,21	0,274	1,86	
(Ti-1,6Si)N	" "	35	490	0,18	0,174	-	
(Ti-2,4Si)N	" "	35,7	481	0,2	0,182	4,3	
(Ti-26Al-0,5Y)N	" "	37,1	480	0,22	0,56	0,35	
(Ti-22Al-3,5Y)N	" "	35,1	440	0,22	0,27	1,1	
(Ti-20Al-4,5Y)N	" "	31,8	394	0,21	0,42	8,2	
Ti-N	СФРП	31	438	0,16	1	1	
Ti-TiN-Ti	" "	29	380	0,17	0,25	0,73	
(Ti-2Al)N	" "	36	437	0,24	0,19	0,61	
(Ti-8,5Al-1,5Si)N	" "	40	452	0,31	0,38	5,5	
(Ti-31,7Al-0,3Y)N	" "	37	448	0,25	0,24	2,75	
Ti-N	ПЭМФ	30,3	415	0,161	1	1	
(Ti-36Al)N	" "	31,4	436	0,163	1,65	2,5	
(Ti-36Al-0,5Y)N	" "	32,8	453	0,172	1,7	6,6	
(Ti-36Al-1Y)N	" "	37	499	0,203	4,13	2,5	
(Ti-36Al-2,5Y)N	" "	36	445	0,236	3,3	20	0
(Ti-36Al-2,5Y)N	" "	34,1	408	0,238	6,6	8	0,5
(Ti-36Al-2,5Y)N	" "	35,8	418	0,263	10	13,3	1
(Ti-36Al-2,5Y)N	" "	28	380	0,152	7,2	14,5	2

**Рис. 7.** Жаростойкость покрытий с разным содержанием добавок:

а – (Ti-Si)N–покрытия, содержание кремния составляет 2,9 вес. % (1); 2,0 вес. % (2); 1,3 вес. % (3);
кривые 4, 5 и 6 соответствуют TiN–покрытиям, полученным в разных режимах осаждения;
б – (Ti-Al-Y)N–покрытия, содержание иттрия составляет: 0,5 вес. % (1); 3,5 вес. % (2); 4,5 вес. % (3)

На рис. 7 приведены результаты испытаний покрытий с НПП на жаростойкость при атмосферном отжиге. В качестве измеряемой величины использовали изменение массы образцов с покрытиями: положительные значения изменения масс относятся к процессам образования окисных пленок, а отрицательные – к их отшелушиванию. Из рисунка следует, что все исследован-

ные покрытия состава (Ti-Si)N не окисляются вплоть до температуры 600 °C, а покрытия (Ti-Al-Y)N – до 800 °C. Добавка иттрия способствует повышению стойкости к окислению вследствие образования при нагреве на границах зерен фазы YO_x . При повышении температуры выше 800 °C наблюдается растрескивание и отслаивание покрытий. Такая резкая их деграда-

ция, по-видимому, происходит в результате различий в КТР окисленного по всей толщине покрытия и материала подложки, когда преодолеваются силы сцепления пленки с подложкой.

Выводы

1. Определены технологические параметры получения защитных покрытий на основе нитрида титана, легированных Si, Al, Y, с применением катодов различного состава и способов транспортировки эрозионной плазмы вакуумно-дугового разряда.

2. Установлено, что наличие в плазме кремния и иттрия при формировании покрытий приводит к созданию безстолбчатой субмикроскопической структуры.

3. В зависимости от способа транспортировки эрозионной плазмы, состава и структуры покрытий их твердость изменяется от 29 до 37 ГПа, а модуль Юнга от 380 до 499 ГПа, что существенно выше по сравнению с данными для нитрида титана.

4. Показано, что в исследованном интервале значений содержания иттрия в покрытиях, его влияние на кавитационную и абразивную стойкость наиболее существенно при транспортировке плазмы с ПЭМФ.

5. Средние скорости кавитационного и абразивного износа (Ti-Al-Y)N покрытий в 3–5 раз ниже, чем покрытий (Ti-Al)N и до 10 раз ниже, чем TiN, что обусловлено ключевой ролью иттрия в подавлении столбчатого роста и формиро-

вании нанокристаллической структуры с прочными межзеренными границами.

Таким образом, полученные легированные покрытия на основе нитрида титана эффективно противостоят комплексу разрушающих факторов и могут быть использованы для продления ресурса работы деталей, работающих в экстремальных условиях.

Список литературы

1. Исследование эрозии покрытий из нитрида титана под воздействием кавитации и воздушно-абразивного потока / [Г. Н. Картмазов, В. В. Кунченко, В. И. Коваленко и др.] // Вопросы атомной науки и техники, сер. ФРП и РМ. – 1998. – 5(71). – С. 71–73.
2. Аксенов И. И. Вакуумная дуга в эрозионных источниках плазмы / И. И. Аксенов. – Харьков : ННЦ ХФТИ, 2005. – 212 с.
3. Transformation of axial vacuum arc plasma flows into radial stream and their use in coating deposition / [I. I. Aksenov, V. M. Khoroshii, N. S. Lomino, etc.] // IEEE Trans. on Plasma Science. – 1999. – Vol. 27. – № 4. – P. 1026–1029.
4. Коваленко В. І. Обладнання для дослідження ерозії покриттів при мікроударному діянні / В. І. Коваленко, В. Г. Марінін // Вопросы атомной науки и техники. Сер.ФРП и РМ. – 1998. – 5(71). – С. 83–85.

Поступила в редакцию 08.09.2011

**Білоус В.А., Василь'єв В.В., Голтвянища С.К., Голтвяниця В.С., Задніпровський Ю.О.,
Коваленко В.І., Куприн О.С., Ломіно М.С., Лучанінов О.А., Марінін В.Г., Овчаренко В.Д.,
Решетняк О.М., Стрельницький В.Є., Толмачєва Г.М. Абразивна та кавітаційна стійкість
TIN покриттів, легованих Al, Si, Y**

Експериментально вивчено вплив елементного складу, структури та умов формування TiN покриттів, легованих Al, Si, Y, на механічні властивості, кавітаційну та абразивну стійкість. Покриття були осаджені на підкладки із сталі 12Х18Н10Т в середовищі азоту з потоків ерозійної плазми катодів вакуумного дугового розряду з сепарацією та без сепарації макрочасток. В якості матеріалу катодів використано титан з різним вмістом Al, Si, Y. Встановлено, що легування покриттів ітремом призводить, в залежності від його процентного вмісту в покритті, до зменшення абразивного та кавітаційного зносу в декілька разів.

Ключові слова: покриття, нітриди, титан-алюміній, абразивний знос, кавітаційний знос, катод.

**Belous V., Vasyliev V., Goltvyanitsa V., Goltvyanitsa S., Luchaninov A., Zadniprovsky Yu.,
Kovalenko V., Kuprin A., Lomino N., Marinin V., Ovcharenko V., Reshetnyak E., Strel'nitskij V.,
Tolmacheva G. Abrasive and cavitation durability of tin coatings doped with Al, Si, Y**

The influence of the composition, structure and deposition conditions on the mechanical properties, abrasive and cavitation durability of TiN coatings doped with Al, Si, Y was experimentally studied. The coatings were deposited on the substrates of stainless steel from the streams of vacuum arc plasma generated in the nitrogen gas both with macroparticle filtration and without one. Ti alloys with different content of Al, Si, Y were used as the material for the cathodes of the vacuum arc plasma sources. It was shown that doping coatings with a few percents of Y resulted in considerable decrease in their abrasive and cavitation wear.

Key words: coatings, nitrides, titanium-aluminum, abrasive wear, cavitation wear, cathode.

УДК 621.74.045:669.245.018

О. В. Гнатенко¹, канд. техн. наук С. В. Гайдук², д-р техн. наук В. В. Наумик²¹ ОАО «Мотор Сич», ² Запорожский национальный технический университет
г. Запорожье

РАЗРАБОТКА ЭКОНОМНОЛЕГИРОВАННОГО ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННЫХ ОТЛИВОК

Разработан экономнолегированный жаропрочный никелевый сплав с пониженным содержанием рения и повышенным содержанием тантала, обладающий прочностными свойствами при комнатных и высоких температурах на уровне сплава ЖС32-ВИ, существенно большей стойкостью против высокотемпературной коррозии, применение которого обеспечивает снижение себестоимости ответственных отливок на 40–45 %.

Ключевые слова: жаропрочный никелевый сплав, лопатка, рений, тантал, кратковременная прочность, длительная прочность, высокотемпературная коррозия.

Постановка вопроса

Ответственные отливки для силовых установок энергетического и авиационного машиностроения изготавливаются из дорогостоящих сложнолегированных жаропрочных никелевых сплавов [1, 2]. Данные отливки изготавливаются методом высокоскоростной направленной кристаллизации на установках типа УВНК-8П. Современные экономические условия требуют снижения себестоимости любого изделия с сохранением уровня его эксплуатационных свойств и надежности. Одним из путей снижения стоимости отливок из жаропрочных никелевых сплавов является использование в шихте технологического возврата. Другим перспективным направлением является разработка новых сплавов, отвечающих не только высоким эксплуатационным, но и экономическим требованиям.

Турбинные лопатки современных как авиационных, так и наземных силовых установок изготавливают, как правило, из жаропрочного никелевого сплава ЖС32-ВИ. Данный сплав отличается очень сложной системой легирования и, соответственно, высокой стоимостью, при этом не обладает коррозионной стойкостью, вследствие чего на лопатки дополнительно наносят коррозионное

покрытие. Самым дорогостоящим легирующим элементом в данном сплаве является рений, содержание которого составляет 4 %. Таким образом, снизить стоимость лопаток газотурбинных двигателей можно заменив его на другой, менее дорогостоящий элемент, который при этом обеспечит наличие у сплава механических свойств на уровне близком к сплаву ЖС32-ВИ.

Методика исследований

Изучали влияние увеличения в составе жаропрочного никелевого сплава ЖС32-ВИ содержания тантала от 4,0 % до 9,0 % при одновременном снижении содержания рения от 4,0 % до 1,5 % на его свойства.

Плавки проводили с использованием в качестве базовой паспортной шихтовой заготовки сплава ЖС32-ВИ. Из всех опытных сплавов методом высокоскоростной направленной кристаллизации на установке типа УВНК-8П в соответствии с серийной технологией со скоростью кристаллизации 10 мм/мин были получены литые образцы с монокристаллической макроструктурой.

Химический состав металла опытных плавок проводили спектральным методом на оптическом эмиссионном приборе ARL-4460. Результаты анализа химического состава приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав сплавов опытных плавок

Сплав №	Содержание легирующих элементов, % (по массе)											
	C	Cr	Co	W	Mo	Al	Nb	Ta	Re	Zr	B	Ni
ЖС32-ВИ	0,15	4,9	9,3	8,2	1,1	5,8	1,6	4,0	4,0	0,05	0,015	Осн.
1	0,14	5,1	9,1	8,0	1,0	5,9	1,4	5,0	3,5	0,05	0,015	Осн.
2	0,15	4,9	9,0	8,2	0,9	6,1	1,5	6,0	3,0	0,05	0,015	Осн.
3	0,14	4,8	8,9	8,1	1,0	6,0	1,6	7,0	2,5	0,05	0,015	Осн.
4	0,15	5,0	9,0	8,0	0,9	6,1	1,5	8,0	2,0	0,05	0,015	Осн.
5	0,16	5,2	9,1	7,9	1,1	6,2	1,6	9,0	1,5	0,05	0,015	Осн.

Литые заготовки монокристаллических образцов опытных плавок и сплава ЖС32-ВИ проходили 100 % контроль макроструктуры путем травления в водном растворе, содержащем на 1 дм³ 700–800 г хлорного железа и 120–150 см³ соляной кислоты, а также контроль кристаллографической ориентации (КГО) на установке ДРОН-3М.

Далее из литых заготовок изготавливались цилиндрические образцы для испытаний по стандартным методикам: на кратковременную прочность согласно ГОСТ 9651-73 при температурах 20, 800, 900, 1000 °C и длительную прочность согласно ГОСТ 10145-81 при температурах 800, 900 и 1000 °C. Механические испытания образцов проводились после соответствующей термической обработки.

Изучили стойкость опытных образцов с направленной (моно) [001] структурой против высокотемпературной коррозии (ВТК), в сравнении со сплавом ЖС32-ВИ, в синтетической золе при температурах испытаний 800 и 850 °C по методике, разработанной Никитиным В.И. (ЦКТИ им. И. И. Ползунова) [3, 4].

Для коррозионных испытаний использовались стандартные цилиндрические образцы диаметром 10 мм и длиной 12 мм, на которые после предварительного обезжиривания, измерения и взвешивания на аналитических весах с точностью ($\pm 0,0005$ г), наносилась синтетическая зола в количестве 15 мг/см², имитирующей продукты сгорания газотурбинного топлива следующего состава: Na₂SO₄ – 66,2 %; Fe₂O₃ – 20,4 %; NiO – 8,3 %; CaO – 3,3 %; V₂O₅ – 1,8 % (по массе). Затем образцы исследуемых сплавов помещались и выдерживались в печи на платформе из огнеупорного материала в воздушной атмосфере. Испытания при обеих температурах проводились в течение 600 часов. После проведения экспериментов продукты коррозии удалялись по методике водородного восстановления окалины [4]. После проведения коррозионных испытаний образцы исследовались методами весового, металлографического и рентгеноструктурного фазового анализов. Стойкость образцов опытных составов к ВТК оценивалась по средней скорости коррозии \bar{V}_q г/(м²·с).

Таблица 2 – Температуры фазовых превращений в исследованных составах

Сплав №	Характеристические температуры, °C				
	$t_{ПР.\gamma'}$	$t_{ЭВТ.}$	Δt	$t_{Гом.}^I$	$t_{Гом.}^{II}$
ЖС32-ВИ	1273	1306	33	1280	1050
1	1270	1302	32	1275	1050
2	1265	1297	32	1270	1050
3	1260	1291	31	1265	1050
4	1255	1286	31	1260	1050
5	1250	1280	30	1255	1050

Основной материал исследований

Температуры термической обработки образцов опытных сплавов выбирались на основании определенных методом дифференциального термического анализа соответствующих характеристических температур (табл. 2): $t_{ПР.\gamma'}$ – температура полного растворения основной упрочняющей γ' -фазы; $t_{ЭВТ.}$ – температура плавления γ - γ' эвтектики; $\Delta t = t_{ЭВТ.} - t_{ПР.\gamma'}$ – ширина интервала для проведения высокотемпературной гомогенизации первой ступени.

Первая ступень термической обработки (ТО) – $t_{Гом.}^I$ (высокотемпературная гомогенизация) для каждого опытного сплава назначалась индивидуально, внутри интервала Δt , между температурой эвтектических превращений $t_{ЭВТ.}$ и полного $t_{ПР.\gamma'}$ растворения γ' -фазы (см. табл. 2). При данной температуре образцы выдерживали в течение 4 часов.

Вторая ступень термической обработки (низкотемпературная гомогенизация) всем опытным составам проводилась при $t_{Гом.}^{II} = 1050$ °C и была выбрана с учетом технологической температуры нанесения защитного покрытия. Охлаждение между ступенями ТО проводилось на воздухе. Для сплава ЖС32-ВИ термическая обработка проводилась в соответствии с паспортным режимом (см. табл. 2).

Механические испытания на кратковременную прочность образцов моно [001] опытных составов №1–№5 показали, что в опытном составе №5, содержащем 9% tantalа и 1,5% рения, прочностные характеристики заметно снижаются по сравнению со сплавом ЖС32-ВИ и опытными сплавами № 1–№4 (рис. 1). Сплав №4, содержащий 8% tantalа и 2% рения является оптимальным с точки зрения прочностных характеристик и себестоимости.

В таблице 3 приведены результаты испытаний на длительную прочность и пластичность в течение 100 и 1000 часов при температурах 800, 900 и 1000 °C образцов с монокристаллической макроструктурой [001] с оптимальным содержанием Ta и Re (сплав №4), в сравнении со сплавом ЖС32-ВИ.

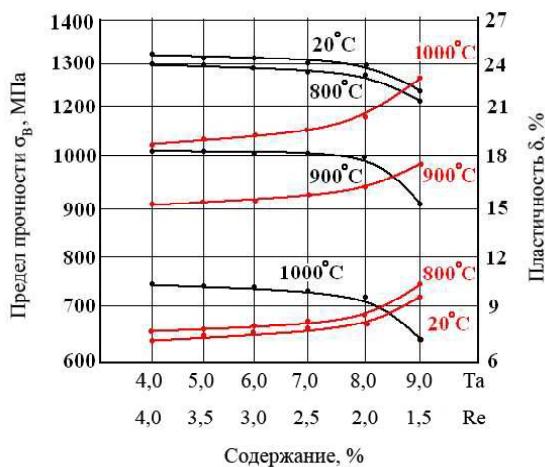


Рис. 1. Зависимость предела прочности и пластиичности опытных сплавов при различных температурах от содержания Та и Ре

Анализ приведенных результатов показывает, что опытный сплав № 4 обладает прочностными характеристиками на уровне эквивалентном сплаву ЖС32-ВИ (см. рис. 1 и табл. 3).

Анализ результатов сравнительных испытаний на стойкость против высокотемпературной коррозии показал, что скорость коррозии образцов опытных сплавов № 1—№ 5 снижается во всем диапазоне исследованных концентраций тантала и рения при обеих температурах испытаний (табл. 4), что обусловлено изменением химического и фазового состава продуктов ВТК, в сравнении со сплавом ЖС32-ВИ.

Наилучшей стойкостью к высокотемпературной коррозии в синтетической золе при обеих температурах испытаний обладает сплав № 5 (см. табл. 4). По сравнению со сплавом ЖС32-ВИ, в опытном сплаве № 5 скорость ВТК снижается примерно в 2,8 раза при температуре 800 °C и в 2,5 раза при 850 °C.

Анализ полученных результатов позволил выяснить механизм и оценить влияние соотношения тантала к рению в сплаве ЖС32-ВИ на химический и фазовый состав продуктов коррозии после испытаний в синтетической золе при температурах 800 и 850 °C в течение 600 часов [5].

Исследование фазового состава продуктов коррозии методом рентгеноструктурного анализа показало, что продукты имеют достаточно сложный состав и содержат большое количество различных шпинелей, оксидных и сульфидных фаз, так как исследованные сплавы легированы большим количеством элементов. По сравнению со сплавом ЖС32-ВИ и опытными сплавами № 1 и № 2, опытные сплавы № 3—№ 5 имели достаточно плотную и неразрушающуюся пленку продуктов коррозии, в фазовом составе которой наблюдалось значительно большее количество шпинели хрома, чем шпинели алюминия.

Рентгеноструктурный анализ состава поверхностного слоя продуктов коррозии, сформированного на образцах из сплава ЖС32-ВИ после испытаний в синтетической золе при обеих температурах, выявил в качестве основных фазовых составляющих шпинель хрома $\text{NiO}\text{Cr}_2\text{O}_4$

Таблица 3 – Пределы характеристик длительной прочности и пластиичности образцов с монокристаллической макроструктурой [001] опытного сплава № 4, в сравнении со сплавом ЖС32-ВИ

Сплав	t_{HCl} , °C	σ_{100} , МПа	σ_{1000} , МПа	δ_{100} , %	δ_{1000} , %
ЖС32-ВИ	800	615–695	495–580	7,5–11,5	12,0–16,5
	900	420–480	305–355	7,0–10,0	33,0–37,5
	1000	215–250	140–185	10,5–14,0	9,5–14,5
Сплав № 4	800	610–685	480–570	8,0–12,0	13,5–18,0
	900	410–470	300–350	8,5–11,5	34,0–38,0
	1000	210–240	135–175	9,0–13,5	11,0–15,5

Таблица 4 – Скорость высокотемпературной коррозии образцов с монокристаллической макроструктурой [001] в синтетической золе в течение 600 часов

Сплав №	Содержание, % (по массе)		Средняя скорость ВТК, $V_q \cdot 10^4$ г/(м ² ·с)	
	Ta	Re	при температуре, °C	800
ЖС32-ВИ	4,0	4,0	850	6,9
1	5,0	3,5	850	5,8
2	6,0	3,0	850	4,2
3	7,0	2,5	850	3,1
4	8,0	2,0	850	3,0
5	9,0	1,5	850	2,5

оксиды никеля NiO , а также в меньших количествах оксиды: никеля NiAl_2O_4 , NiCr_2O_4 , хрома Cr_2O_3 , тантала Ta_2O_5 и сульфиды никеля Ni_3S_2 .

Сравнительный анализ результатов показал [5], что с повышением соотношения тантала к рению в фазовом составе продуктов ВТК опытных сплавов № 1–№ 5 постепенно снижается концентрация оксидов никеля NiO , NiAl_2O_4 и сульфидов никеля Ni_3S_2 . При этом повышается концентрация шпинели хрома NiOCr_2O_3 , оксидов хрома Cr_2O_3 и тантала Ta_2O_5 , что обеспечивает снижение скорости ВТК в условиях сульфидно-оксидной коррозии, по сравнению со сплавом ЖС32-ВИ.

В составе продуктов коррозии на поверхности образцов сплава ЖС32-ВИ и опытных сплавов № 1, № 2 дополнительно были выявлены Cr_2S_3 , NiCr_2O_4 , CoS_2 . На опытных образцах сплавов № 3–№ 5 данные фазовые составляющие не обнаружены. В фазовом составе продуктов ВТК сплава ЖС32-ВИ содержится большее количество фазовых составляющих, не обладающих защитными свойствами – NiO , NiAl_2O_4 , NiCr_2O_4 , Ni_3S_2 и меньшее количество соединений, которые обладают защитными свойствами – шпинель хрома NiOCr_2O_3 , оксиды хрома Cr_2O_3 и тантала Ta_2O_5 .

В фазовом составе продуктов ВТК на поверхности образцов всех опытных сплавов с соотношением тантала к рению значительно выше базового содержится большее количество соединений, обладающих защитными свойствами – шпинель хрома NiOCr_2O_3 , оксиды хрома Cr_2O_3 и тантала Ta_2O_5 , сульфиды тантала TaS_2 , и значительно меньшее количество соединений (либо полное их отсутствие), не обладающих защитными свойствами – оксиды NiO , NiAl_2O_4 и сульфиды Cr_2S_3 , NiCr_2S_4 , CoS_2 , по сравнению со сплавом ЖС32-ВИ.

Увеличение содержания тантала в сплаве приводит к повышению концентрации более стойких, с точки зрения термодинамики, соединений Cr_2O_3 , Ta_2O_5 , TaS_2 в фазовом составе продуктов коррозии, что говорит о замедлении диффузионных процессов. Это обеспечивает снижение скорости ВТК у всех опытных составов № 1–№ 5, по сравнению со сплавом ЖС32-ВИ (см. табл. 4).

Таким образом, повышение стойкости экономнолегированного сплава на базе ЖС32-ВИ против ВТК обеспечивается за счет снижения скорости диффузионных процессов, а также изменения химического и фазового состава поверхностного слоя продуктов коррозии в результате способности тантала образовывать с серой и кислородом термодинамически более стойкие оксиды и сульфиды.

Выводы

Установлено, что в описанных условиях прочностные характеристики сплава как кратковре-

менные при комнатной, так и длительные при повышенных температурах неуклонно снижаются. При этом данное снижение сначала является относительно незначительным, а затем, с повышением содержания тантала до 9,0 %, а рения – соответственно снижения до 1,5 % – существенно увеличивается.

Исследованиями установлено, что описанное изменение химического состава опытных сплавов также приводит к увеличению стойкости образцов против высокотемпературной коррозии в 2,5–3 раза. Коррозионная стойкость опытных образцов повышалась во всем диапазоне исследованного изменения химического состава, при этом вначале значительно возрастала, а затем стремилась к стабилизации на определенном уровне, что свидетельствует о нецелесообразности продления области исследований.

Таким образом, сплав, содержащий 8 % тантала и 4 % рения, обладает прочностными характеристиками, близкими к сплаву ЖС32-ВИ, при этом почти в три раза превосходит его по стойкости против высокотемпературной коррозии и содержит в два раза меньше рения. В результате обеспечивается снижение себестоимости ответственных отливок на 40–45 %. Для получения качественных отливок из данного сплава не требуется корректировка действующей технологии литья методом высокоскоростной направленной кристаллизации.

Список литературы

1. Каблов Е. Н. 75 лет. Авиационные материалы. Избранные труды «ВИАМ» 1932–2007. Юбилейный научно-технический сборник ; под общ. ред. акад. РАН Е. Н. Каблова. – М. : ВИАМ, 2007. – 438 с.
2. Шалин Р. Е. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / [Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е. Б. Качанов и др.]. – М. : Машиностроение, 1997. – 336 с.
3. Никитин В. И. Коррозия и защита лопаток газовых турбин / Никитин В. И. – Л. : Машиностроение, 1987. – 272 с.
4. Никитин В. И. Влияние состава никелевых сплавов на их коррозионную стойкость в зоне газотурбинного топлива / В. И. Никитин, М. Б. Ревзюк, И. П. Комисарова // Труды ЦКТИ им. И. И. Ползунова. – Л., 1978. – Вып. 158. – С. 71–74.
5. Оценка влияния тантала на высокотемпературную коррозионную стойкость монокристаллов никелевых сплавов / [А. Г. Андриенко, С. В. Гайдук, Ю. М. Федорченко и др.] // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2005. – № 1. – С. 61–64.

Поступила в редакцию 24.05.2011

Гнатенко О.В., Гайдук С.В., Наумик В.В. Розробка економнолегованого жароміцьного сплаву для відповідальних виливків

Розроблено економнолегований жароміцьний нікелевий сплав з пониженим вмістом ренію та підвищеним вмістом танталу, що володіє властивостями міцності при кімнатних та високих температурах на рівні сплаву ЖС32-В, суттєво більшою стійкістю проти високотемпературної корозії, використання якого забезпечує зниження собівартості відповідальних виливків на 40–45 %.

Ключові слова: жароміцьний нікелевий сплав, лопатка, реній, тантал, короткочасна міцність, довготривала міцність, високотемпературна корозія.

Gnatenko O., Gayduk S., Naumyk V. Development of economically alloyed heatproof alloy for the responsible casts

It is developed the economically alloyed heatproof nickel alloy with the lowered maintenance of rhenium and enhanced maintenance of tantalum, which have the strength properties at the room and high temperatures at the level of alloy of HA32-VI, substantially more resistant to high temperature corrosion, application of which is provide the responsible casts prime costs lowering on 40–45 %.

Key words: heatproof nickel alloy, cast blade, rhenium, tantalum, short-term durability, long-term durability, high temperature corrosion.

УДК 621.793.6:669.245

Г. И. Пейчев, А. Б. Милосердов, Н. В. Андрейченко

ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛЕГКОПЛАВКИХ ЭВТЕКТИК В МИКРОСТРУКТУРЕ ИЗНОСОСТОЙКОГО СПЛАВА XTH-61

В статье приведены результаты исследования легкоплавких эвтектик в износостойком сплаве XTH-61, применяемом в двигателестроении для упрочнения бандажных полок рабочих лопаток турбин, причины их образования и их влияние на технологические процессы.

Ключевые слова: рабочие лопатки, легкоплавкая эвтектика, температура плавления, ликвация, пайка, сварка, разрушение.

Введение

Для упрочнения бандажных полок рабочих лопаток турбины используется износостойкий материал XTH-61. Упрочнение полок рабочих лопаток ТВД изд. Д-18Г производится путем наплавки пластин из износостойкого сплава на их контактные торцы. Пайка пластин осуществляется припоеем ВПр36. Упрочнение бандажных полок рабочих лопаток турбины вентилятора происходит путем наплавки методом аргонодуговой сварки с присадкой электродов из износостойкого сплава.

В условиях нашего производства пластины и электроды получаются методом литья по выплавляемым моделям равноосной кристаллизацией из материала XTH-61, получаемого от поставщика в виде прутков диаметром 90 см.

Износостойкий материал XTH-61 – это эвтектический сплав на кобальтовой основе системы Co-NbC с объемной долей карбида в эвтектике до 18 об. % и минимальной температурой плавления 1320–1340 °C. Для упрочнения мягкой и пластичной кобальтовой матрицы и повышения сопротивления окислению и коррозии использовано дополнительное легирование сплава хромом, вольфрамом, алюминием и молибденом. Все эти элементы растворены в матрице или частично внедрены в карбиды ниобия. Таким образом, структура сплава XTH-61 – это 2-х фазная система –«легированная кобальтовая матрица – частично легированный карбид ниobia». Такая система, при строгом контроле содержания легирующих элементов, обеспечивает служебные характеристики сплава и заявленную температуру плавления.

Обеспечение устойчивого равновесия этой системы в большой степени зависит от содержания углерода и карбидообразующих элементов – ниobia, наиболее активного и определяющего параметры сплава, и хрома, следующего за ним в

ряду активности. При нарушении процентного соотношения этих элементов в составе сплава возникают избыточные легкоплавкие эвтектики, которые существенно снижают температуру плавления сплава в целом (до 1270 °C и ниже).

Поскольку эвтектические сплавы расплавляются в очень узком интервале температур, соответствующем температуре плавления эвтектики, то снижение ее температуры плавления может привести к оплавлению самих износостойких пластин, а в худшем случае и оплавлению лопаток, к которым припаиваются эти пластины при проведении операции «пайка».

Проведенные ранее исследования показали, что при завышенном содержании углерода в сплаве образуется эвтектика на основе карбида хрома. Эта эвтектика имеет типичную для эвтектики пластиначатую форму, ее выделения могут носить дискретный характер (рис.1, *a*), при этом свойства сплава – износостойкость, температура плавления, изменяются несущественно. В случае, когда этой эвтектики в сплаве большое количество, она принимает форму в виде замкнутых цепей (рис. 1, *б*), температура плавления сплава резко снижается, при этом падают и износостойкие характеристики сплава.

При металлографическом исследовании описанные выше фазы, как правило, легко выявляются без травления.

Метод дифференциального термического анализа (DTA) позволяет установить температуру кристаллизации основной кобальтовой эвтектики, т.е. T_{nl} сплава, а также в сплавах, содержащих низкотемпературную фазу, регистрируются эффекты в области температур превращения этих фаз.

Ранее проведенные исследования показали, что температура плавления эвтектики на основе карбида хрома может составлять 1240–1270 °C и ниже.

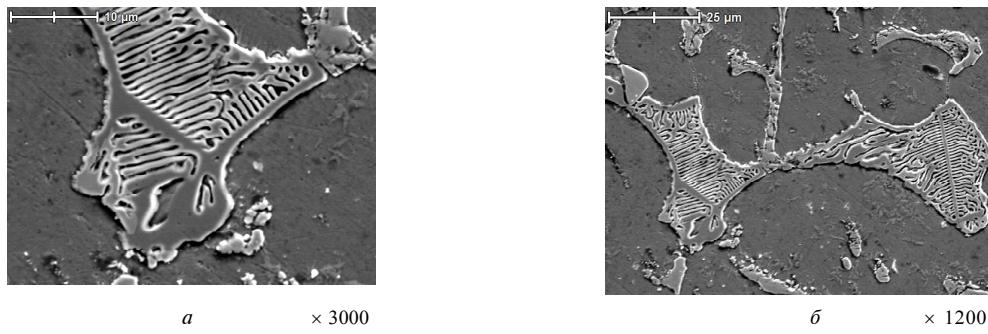


Рис. 1. Внешний вид эвтектики на основе карбida хрома

Метод ДТА, наряду с химическим анализом, введен в ТУ на поставку сплава XTH-61 (ТУУ 88.061.001-98) и является обязательным для поставщика.

Причинами появления в условиях нашего производства сплава с эвтектикой могут быть:

- повышенный угар в плавильной печи;
- ошибка в расчете подшихтовки углеродом в условиях использования ~50% возвратных отходов в составе шихты;
- взаимодействие с тиглем.

В связи с отсутствием на нашем предприятии прибора для проведения ДТА, для предотвращения попадания в производство пластин или электродов с легкоплавкой эвтектикой, был введен контроль микроструктуры, создана шкала допустимых структур. Согласно этой шкале структура, в которой наблюдаются дискретные выделения эвтектической фазы в небольшом количестве, не является оптимальной, но допустимой, а микроструктура типа представленной на рис. 1, б – бракуется.

Когда вводился контроль толщины никелированного слоя на пластинах из сплава XTH-61, идущих на пайку, после травления в реактиве Марбле, в структуре сплава XTH-61 была выявлена новая «3-я фаза», несколько отличной морфологии, по сравнению с ранее изученной эвтектической фазой на основе карбida хрома.

Зная особенность сплава XTH-61, когда отклонение в структуре может привести к падению температуры плавления, была поставлена работа, целью которой являлось установление:

- природы и состава новой структурной составляющей;
- зависимости между структурой и температурой плавления.

Формулирование проблемы

В настоящей статье приведены результаты исследования природы и состава легкоплавких эвтектических фаз, и зависимости между структурой и температурой плавления.

Материалы и методика исследования

Микроанализ

В качестве объекта исследования были выб-

раны следующие образцы:

- исходные плавки сплава XTH61 поставки 2004–2009 гг.;
- литые пластины производства АО «Мотор Сич» и ГП «Ивченко-Прогресс», которые напаиваются на бандажные полки;
- пластины после никелирования;
- электроды, отлитые из сплава XTH для наплавки на бандажные полки;
- фрагменты бандажных полок с наплавленным материалом XTH61 на торцы.

Микроанализ проводился на оптическом микроскопе OLYMPUS IX70. Исследовались шлифы в нетравленом состоянии и после травления в электролите № 18.

Дифференциальный термический анализ (ДТА)

ДТА проводился на установке, аттестованной согласно ГОСТ 8.001-80, в ИМФ НАНУ.

ДТА подвергались следующие образцы:

- исходные сплавы плавок M100 и M190 (углерод на верхнем пределе);
- пластины отливки АО «Мотор Сич» и ГП «Ивченко-Прогресс» с никелированием и без;
- электрод, в составе микроструктуры которого присутствовала пластинчатая эвтектика на основе карбida хрома.

Из исследуемых материалов изготавливались спецобразцы (диаметр 5 мм, длина 5–7 мм), по габаритным размерам капсулы, в которой происходит расплавление объекта исследования.

Микрорентгеноспектральный анализ (PCMA)

PCMA проводился на шлифах безэталонным методом на энергодисперсионной приставке к электронному микроскопу JSM6360LA в лаборатории металлофизики УГМет АО «Мотор Сич». Съемка проводилась в режиме поэлементного определения химического состава, а также в режиме картирования.

Анализу подвергались образцы:

- исходные сплавы плавок M100 и M190 (C ~2%);
- пластина производства АО «Мотор Сич»;
- электрод с пластинчатой эвтектикой на основе карбida хрома.

Результаты исследования

Микроанализ

При микроанализе кроме основных фаз, характерных для сплава ХТН-61 – кобальтовая матрица + избыточные кристаллы карбида ниобия, имеющие форму ограненных дендритов, – были выявлены два типа фаз:

-1-й тип – фаза выраженной пластинчатой формы, ранее исследованная и означенная как эвтектика на основе карбида хрома. Данная фаза снижает износстойкость, имеет пониженную температуру плавления. Появляется эта фаза при повышенном содержании углерода и хрома в сплаве. Согласно шкале она допустима в очень малых количествах. Фаза видна без травления.

-2-й тип – фаза неправильной формы, без выраженного пластинчатого строения. Без травления практически не видна, после травления выявляется ее контур, внутри которого структура фазы неоднородна. Часто отдельные фазы связаны между собой линиями по типу границ зерен. Эти границы достаточно широки. Данная фаза также проявилась на образцах с содержанием углерода на верхнем пределе.

Микроструктура исследуемых образцов приведена на рис. 2.

При микроанализе были установлены следующие особенности для разных групп образцов.

1. На образцах исходного сплава фаза 1-го типа наблюдалась в отливках с высоким содержанием углерода в достаточно большом количестве и

крупного размера. В плавке М100 она отсутствует. Фаза 2-го типа отсутствует во всех плавках.

2. На пластинах отливки АО «Мотор Сич» выявлена в больших количествах фаза 1-го типа. Выделения ее достаточно большие по площади и в больших количествах регистрируются в поле шлифа. Фаза слабо видна на нетравленом шлифе, при травлении четко очерчиваются ее контуры, проявляются перемычки между фазами типа широких границ зерен. Отличий в микроструктуре никелированных пластин и без никеля не отмечено.

3. В пластинах отливки ГП «Ивченко-Прогресс» выделения этой фазы очень мелкие и в небольшом количестве проявились при травлении линии типа тонких границ.

4. В наплавленном металле никаких инородных фаз не выявлено.

5. В микроструктуре электродов обнаружено большое количество фазы 2-го типа, четкой пластинчатой морфологии, соединяющих линий типа границ не отмечено. Фаза достаточно выявляется без травления.

Дифференциальный термический анализ (ДТА)

ДТА показал следующие результаты:

1. В исходной плавке М100, в которой не выявлено при микроанализе наличие легкоплавких фаз, эффекты превращений, указывающие на наличие легкоплавких составляющих не проявились, температура кристаллизации кобальтовой эвтектики ($T_{пл}$) соответствует требованиям ТУ

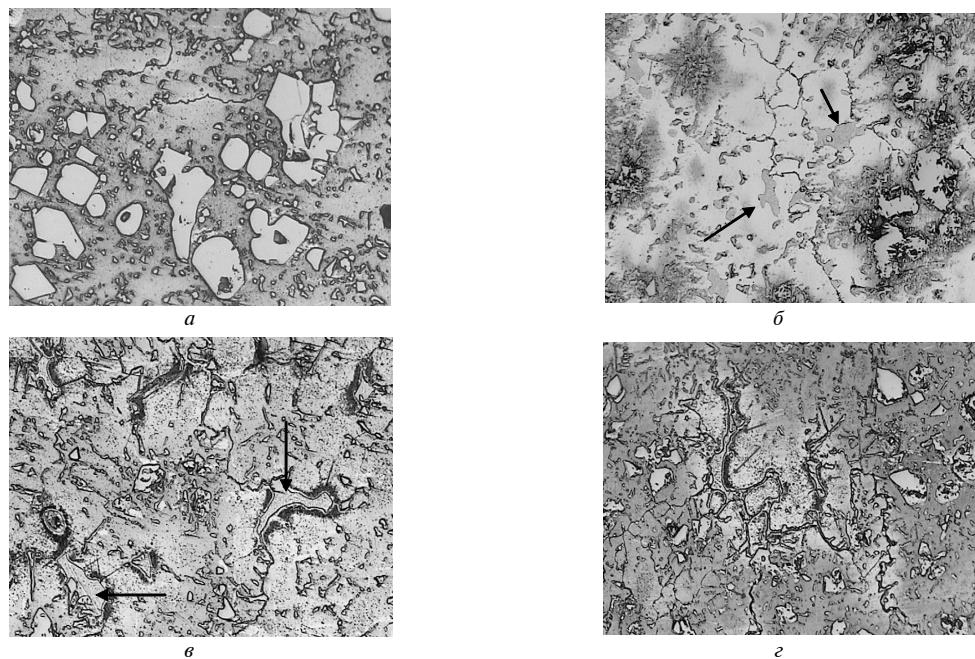


Рис. 2. Микроструктура исследуемых образцов $\times 200$:

a – исходный сплав плавки М100; *б* – исходный сплав плавки М190; *в* – пластина отливки АО «Мотор Сич» до никелирования; *г* – пластина отливки АО «Мотор-Сич» после никелирования

на данный сплав ($T_{il.} \sim 1320^{\circ}\text{C}$).

В плавке М190, содержащей большое количество фазы 1-го типа, выявлены тепловые эффекты при температуре 1240°C при нагреве и 1180°C при охлаждении, что подтверждает наличие легкоплавкой эвтектики. При этом и температура плавления сплава в целом оказалась чуть ниже сертификационных требований на данный сплав.

2. В электродах отливки ГП «Ивченко-Прогресс» (имеется большое количество фазы 2-го типа, пластинчатой) отмечены низкотемпературные эффекты при температурах $1270\ldots 1290^{\circ}\text{C}$.

3. На пластинах отливки АО «Мотор Сич», в микроструктуре которых отмечено большое количество легкоплавкой фазы, выявлены низкотемпературные эффекты при температурах $1210\ldots 1270^{\circ}\text{C}$. Этот факт говорит о том, что при высокотемпературных нагревах в диапазонах этих температур (например, при пайке) возможно расплавление пластин или лопаток в целом.

4. На пластинах отливки ГП «Ивченко-Прогресс» (легкоплавкая фаза практически отсутствует) низкотемпературных эффектов не выявлено.

При проведении термического анализа пластин была замечена следующая особенность. Иногда, при нагреве образцов мы не обнаруживали низкотемпературные эффекты, но они появлялись при охлаждении образца, т. е. после расплавления образца, возможно, образовывались дополнительно легкоплавкие структурные образования.

Эвтектические сплавы расплавляются в очень узком интервале температур, соответствующем температуре плавления эвтектики.

Сплав XTH-61 является эвтектическим сплавом и для него температура кристаллизации основной эвтектики Co-NbC или вторичной, если она в сплаве присутствует в большом количестве, определяет температуру плавления сплава в целом.

Результаты ДТА показали, что при контроле микроструктуры отливки, в которых выявлены выделения легкоплавких фаз, подлежат забракованию.

Пейчев Г.І., Мілосердов О.Б., Андрейченко Н.В. Дослідження легкоплавких евтектик в мікроструктурі зносостійкого сплава XTH61

В статті наведені результати дослідження легкоплавких евтектик в зносостійкому сплаві XTH-61, що використовується в двигунобудуванні для зміцнення бандажних полице робочих лопаток турбіни, причина їх виникнення та вплив на технологічні процеси.

Ключові слова: робочі лопатки, легкоплавка евтектика, температура плавлення, ліквация, пайка, сварка.

Peychev G., Miloserdov A., Andreychenko N. Studies of low-melting eutectics in microstructure of antiwear XTH61 alloy

This article describes the results obtained at studies of low-melting eutectics in the antiwear XTH-61 alloy applied to engine-manufacturing industry for strengthening the turbine blade shrouds, the reasons of their formation and effects produced on production processes.

Key words: blades, low-melting eutectics, melting temperature, liquation, brazing, welding, destruction.

Структура с выделениями легкоплавких фаз 1-го типа должна быть введена в шкалу для сплава XTH-61 как не допустимая.

Микрорентгеноспектральный анализ (PCMA)

При PCMA установлено следующее:

- подтверждено, что легкоплавкая фаза 2-го типа является эвтектикой на основе карбида хрома;

- в состав фазы 1-го типа входят хром, молибден и вольфрам, содержание углерода очень низкое. Таким образом, можно предположить, что она формируется не на основе карбида хрома, а является продуктом ликвации и образование ее связано с нарушением технологии литья. Эта фаза не устраняется при термообработке, принятой в производстве для сплава XTH-61.

Выводы

Проведенные исследования показали, что отклонения в технологии литья, химсоставе сплава XTH61 приводят к изменению фазового состава, микроструктуры и, как следствие, технологических и эксплуатационных характеристик.

Список литературы

1. Разработка высокотемпературного износостойкого сплава для упрочнения бандажных полок лопаток ГТД / [Шурин А. К., Дмитриева Г. П., Андрейченко Н. В. и др.] // Новые конструкционные стали и сплавы и методы их обработки для повышения надежности и долговечности изделий. – Запорожье, 1992. – С. 41–42.
2. Чатынян Л. А. Новые износостойкие жаропрочные сплавы для узлов трения / Л. А. Чатынян // Теория трения, износа и проблем стандартизации : сб. статей. – Брянск, 1978. – С. 37–41.
3. Костин П. П. Физико-механические испытания металлов, сплавов и неметаллических материалов / Костин П. П. – М. : Машиностроение, 1990. – С. 167–173.

Поступила в редакцию 08.06.2011

УДК 621.793

И. Н. Поддубный¹, д-р техн. наук Л. И. Ивщенко²,
канд. техн. наук О. Г. Чернета¹

¹ Днепродзержинский государственный технический университет, г.Днепродзержинск

² Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

МОДЕЛИРОВАНИЕ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОГО МОДИФИЦИРОВАНИЯ

Получена математическая зависимость, позволяющая определить микротвердость рабочих поверхностей деталей машин после импульсной лазерной обработки.

Ключевые слова: лазер, фактор, математическая модель, микротвердость.

Введение

Конкретные условия эксплуатации деталей машин, в частности автомобилей, требуют создания упрочняющих технологий с получением на их рабочих поверхностях слоев различного фазового состава и структуры, что определяет работоспособность деталей в условиях изнашивания, воздействия коррозионной среды, знакопеременных нагрузок, а также сопротивлению ползучести при повышенных температурах. В связи с этим большое значение приобретает создание различных вариантов технологий, которые позволяют получить заданную структуру и фазовый состав поверхностных слоев деталей, обеспечивающих оптимальные характеристики деталей машин [1].

Методика исследований

Для исследований выбрана сталь маркенситного класса 40Х10С2М, из которой изготавливают клапаны двигателей внутреннего сгорания. В качестве упрочняющей обработки исследованных образцов использовали модификация поверхности детали при помощи лазера.

Лазерную обработку поверхностных слоев образцов осуществляли с помощью импульсного лазера ГОС-1001. При работе на этой установке доминирующими параметрами являются: энергия накачки лазера – E_u и расстояние ΔF между фокусом объективной линзы и обрабатываемым образцом.

К основным параметрам обработки импульсной лазерной закалке относятся энергия в импульсе W , Дж, диаметр лазерного пятна d_u , мм, и длительность импульса τ_i , мс. Иногда, как энергетические характеристики лазеров используют такие величины, как мощность в импульсе P_u , Вт, и среднюю мощность лазера, Вт:

$$P_{cp} = P_u \tau_i f_i = W_u f_i, \quad (1)$$

где W_u – энергия импульса, Дж;

P_u – мощность импульса, Вт:

$$P_u = W_u / \tau_i, \quad (2)$$

где τ_i – длительность импульса, мс;

f_i – частота следования импульсов, Гц.

При условии, что энергия по пятну распределена равномерно, параметры можно объединить и определить плотность мощности, Вт/см²:

$$E = W_u / S_n \tau_i = P_u / S_n, \quad (3)$$

где S_n – площадь лазерного пятна, см².

Некоторые зоны на рабочей поверхности фаски клапана испытывают двойное воздействие лазерного луча из-за неизбежности наложений круглых лазерных пятен. Важным параметром при этом является коэффициент перекрытия, который определяется по формуле [2]:

$$K_n = S / d_n, \quad (4)$$

где S – шаг по заданному контуру, мм,

d_n – диаметр пятна, мм.

Замеры микротвердости поверхностного слоя образцов производили на микротвердомере ПМТ-3 с нагрузкой 0,5 Н.

Полученные результаты и их обсуждение

Для построения математической модели зависимости микротвердости рабочих поверхностей деталей от вышеупомянутых факторов в виде полинома первого порядка применялись методы планирования эксперимента, а именно, полный факторный эксперимент. Уровни варьирования факторов представлены в таблице 1.

Для упрощения записи условий эксперимента и обработки экспериментальных данных масштабы по осям выбираются так, чтобы верхний уровень варьирования соответствовал +1, нижний -1, а основной уровень варьирования равнялся нулю.

Таблица 1 – Уровни варьирования факторов

№ п/п	Фактор	Код	Уровни			Интервал
			-1	0	+1	
1	Плотность мощности лазерного излучения, E , кВт/мм ²	X_1	2,0	2,4	2,8	0,4
2	Длительность импульса, ϕ , с	X_2	$0,5 \cdot 10^{-3}$	$1,75 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$1,25 \cdot 10^{-3}$
3	Коэффициент перекрытия зон обработки, K_n , %	X_3	10	30	50	20

Для факторов с непрерывной областью определения это возможно осуществить с помощью преобразования:

$$x_j = \frac{\tilde{x}_j - \tilde{x}_{j0}}{I_j}, \quad (5)$$

где x_j – кодированное значение фактора;

\tilde{x}_j – натуральное значение фактора;

\tilde{x}_{j0} – натуральное значение основного уровня;

I_j – интервал варьирования;

j – номер фактора.

С помощью формулы преобразования запишем матрицу плана и полученные результаты эксперимента (табл. 2).

В результате обработки экспериментальных данных были получены оценки влияния факторов и взаимодействий факторов на исследуемый параметр $H_{m0,5}$.

Для движения к точке оптимума использовалась математическая модель вида:

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_k),$$

где x_1, \dots, x_k – факторы зависимостей.

В данном случае математическая модель для полного трехфакторного эксперимента имеет вид:

$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + b_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + b_{123} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (6)$$

Целью проведения исследований является определение по результатам эксперимента значения неизвестных коэффициентов рассматриваемой модели.

Коэффициенты регрессии можно вычислить по формуле:

$$b_j = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ji} \cdot y_i}{N}, \quad j = 0, 1, 2, \dots, k, \quad (7)$$

где N – количество опытов.

Для подсчета коэффициента b_1 используется вектор-столбец x_1 , а для b_2 – столбец x_2 . Остается неясным как найти b_0 . Если наше уравнение (6) справедливо, то оно верно и для средних арифметических значений переменных. Но в силу свойства симметрии $\tilde{x}_1 = \tilde{x}_2 = 0$, $\tilde{y} = b_0$. Следовательно, b_0 есть среднее арифметическое значение параметра оптимизации.

Таблица 2 – Матрица плана и результаты эксперимента

№ п/п	Кодированные значения факторов в эксперименте								
	X_0	X_1	X_2	X_3	X_1X_2	X_1X_3	X_2X_3	$X_1X_2X_3$	$Y(H_{m0,5})$, МПа
1	1	1	1	1	1	1	1	1	6920
2	1	1	1	-1	1	-1	-1	-1	6900
3	1	1	-1	1	-1	1	-1	-1	6852
4	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	6850
5	1	-1	1	1	-1	-1	1	-1	6500
6	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	6455
7	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	6450
8	1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	6390
9	1	0	0	0	0	0	0	0	6685
10	1	0	0	0	0	0	0	0	6690
11	1	0	0	0	0	0	0	0	6681
12	1	0	0	0	0	0	0	0	6680

Коэффициенты линейной модели (6) имеют следующие величины:

$$\begin{aligned} b_0 &= 6671,08; & b_{12} &= 0,25; \\ b_1 &= 143,92; & b_{13} &= -6,92; \\ b_2 &= 19,42; & b_{23} &= 0,25; \\ b_3 &= 10,58; & b_{123} &= -5,58. \end{aligned}$$

Коэффициенты при независимых переменных указывают на силу влияния факторов. Чем большее численная величина коэффициента, тем большее влияние оказывает фактор. Если коэффициент имеет знак «плюс», то с увеличением величины фактора параметр оптимизации увеличивается. Величина коэффициента соответствует вкладу данного фактора в величину параметра оптимизации при переходе фактора с нулевого уровня на верхний или нижний.

Подставив найденные коэффициенты в уравнение (6), получим следующее соотношение:

$$y = 6671,08 + 143,92 \cdot \tilde{x}_1 + 19,42 \cdot \tilde{x}_2 + 10,58 \cdot \tilde{x}_3 + 0,25 \cdot \tilde{x}_1 \cdot \tilde{x}_2 - 6,92 \cdot \tilde{x}_1 \cdot \tilde{x}_3 + 0,25 \cdot \tilde{x}_2 \cdot \tilde{x}_3 - 5,58 \cdot \tilde{x}_1 \cdot \tilde{x}_2 \cdot \tilde{x}_3. \quad (8)$$

В уравнении (8) переменные значения \tilde{x}_1 , \tilde{x}_2 , \tilde{x}_3 , \tilde{x}_4 представляют собой кодированные величины. Для удобства вычисления кодированные величины заменяют натуральными:

$$\begin{aligned} \tilde{x}_1 &= \frac{E - 2,4}{0,4} = 2,5 \cdot E - 6; \\ \tilde{x}_2 &= \frac{\tau_i - 0,00175}{0,00125} = 800 \cdot \tau_i - 1,4; \\ \tilde{x}_3 &= \frac{K_{\Pi} - 30}{20} = 0,05 \cdot K_{\Pi} - 1,5; \end{aligned} \quad (9)$$

где E – плотность мощности лазерного излучения, кВт/мм²;

τ_i – длительность импульса, сек;
 K_{Π} – коэффициент перекрытия зон обработки, %.

Подставив выражения (9) в уравнение (8), получим математическую зависимость для определения значения поверхностной твердости детали от вышеприведенных факторов:

$$\begin{aligned} H_{\mu 0,5} &= 5775,16 + 355,58 \cdot E - 26140 \cdot \tau_i + \\ &+ 0,245 \cdot K_{\Pi} + 17240 \cdot E \cdot \tau_i + 0,115 \cdot E \cdot K_{\Pi} + \\ &+ 1349,2 \cdot \tau_i \cdot K_{\Pi} - 558 \cdot E \cdot \tau_i \cdot K_{\Pi}. \end{aligned} \quad (10)$$

Выводы

Полученная математическая зависимость позволяет определить микротвердость поверхностного слоя детали, обработанной при помощи импульсной лазерной обработки.

Список литературы

1. Александров В. А. Планирование эксперимента и обработка результатов исследований по азотированию сталей в аммиачно-воздушных атмосферах / В. А. Александров, Л. Г. Петрова, Ю. Г. Фомина // Упрочняющие технологии и покрытия, – 2007. – № 4. – С. 18–23.
2. Григорьянц А. Г. Технологические процессы лазерной обработки : Учеб. пособие для вузов / Григорьянц А. Г., Шиганов И. Н., Мисюрова А. И.; под ред. А. Г. Григорьянца. – М. : Изд-во МГТУ им. Баумана, 2006. – С. 286–290.
3. Вернигора В. Д. Построение математической модели для определения количества масла перенесенного со стороны шлама абразивной обработки металлов в моющий раствор / Виктор Вернигора, Александр Коробочка // Сб. науч. тр. КГМТУ «Механизация производственных процессов рыбного хозяйства, промышленных и аграрных предприятий». – 2010. – Вып.11. – С. 25–30.

Поступила в редакцию 04.07.2011

Піддубний І.М., Івченко Л.Й., Чернета О.Г. Моделювання властивостей матеріалів після лазерної модифікації

Отримана математична залежність, що дозволяє визначити мікротвердість робочих поверхонь деталей машин після імпульсної лазерної обробки.

Ключові слова: лазер, фактор, математична модель, мікротвердість.

Poddubnyi I., Ivshenko L., Cherneta O. Design of properties of materials after laser modification

Mathematical dependence, allowing to define surfaces's microhardness of details of machines after impulsive laser treatment is got.

Key words: laser, factor, mathematical model, microhardness.

УДК 669.721.5:621.74

Канд. техн. наук В. А. Шаломеев, д-р техн. наук Е. И. Цивирко, Ю. О. Зеленюк

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

НОВІ МАГНІЄВІ СПЛАВИ З ПІДВИЩЕНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ ДЛЯ АВІАЦІЙНИХ ДВИГУНІВ

Досліджували вплив легування литого магнієвого сплаву МЛ-5 на хімічний склад, структурні складові, механічні й жароміцні властивості. Отримано залежності впливу розміру інтерметалідної фази, її морфології топології на механічні властивості виливків з магнієвих сплавів. Встановлено вплив вмісту термостійкої інтерметалідної фази, що утворюється при введенні в магнієві сплави тугоплавких елементів, на жароміцність лиття.

Ключові слова: магнієвий сплав, хімічний склад, мікролегування, інтерметалід, механічні властивості, жароміцність.

Для сучасного авіадвигунобудування, де поряд зі звичайними вимогами до конструкцій, що працюють у значному температурному діапазоні, стає все більш важливим зменшення їхньої ваги, що робить застосування легких конструкційних матеріалів на основі магнію досить перспективним [1].

Застосування виливків із магнієвих сплавів дозволяє істотно знизити масу агрегатів, що забезпечує підвищення корисного навантаження, дальності пробігу, зниження витрат пального. Вимоги до експлуатаційної надійності та довговічності авіаційної техніки, що зростають, обумовлюють необхідність підвищення властивостей виливків із магнієвих сплавів [2].

Тому розроблення нових і вдосконалення хімічного складу використовуваних магнієвих сплавів з кращими властивостями, поліпшення якості виливків за рахунок керування їх структурними характеристиками є актуальною проблемою, вирішення якої прискорить розвиток та конкурентоспроможність вітчизняного авіадвигунобудування.

Поліпшення властивостей магнієвих сплавів досягали за рахунок їх мікролегування та модифікування.

Для легування і модифікування магнієвих сплавів відбрали хімічні елементи за такими критеріями: близькість атомних діаметрів ($\leq 15\%$) і різниця електронегативності ($\leq 0,4$) [3, 4]. З усього різноманіття елементів Періодичної системи Д. І. Менделеєва задоволили цим критеріям елементи Al, Si, Sc, Ti, Zn, Ge, Y, Zr, Ag, Sn, Nd, Hf, i Pb, серед яких Nd, Ge, Ag, Si, Y, Sc, Zr, Ti i Hf одночасно є перспективними елементами для поліпшення жароміцності магнієвих сплавів, тому що температура плавлення їх перевищує температуру плавлення основи сплаву.

Досліджували вплив вищевказаних елементів на структуроутворення, механічні властивості і

тривалу міцність виливків з магнієвого сплаву МЛ5. Для порівняння проводили дослідження на чистому магнії.

Для одержання магнієвих сплавів у тигельну піч ІПМ-500 завантажували попередньо нагріті шихтові матеріали і по розплавленні при $650\dots730\text{ }^{\circ}\text{C}$ переливали у виїмні тиглі. Виїмні тиглі встановлювали в роздавальні печі, в яких доводили сплав за хімічним складом і рафінували флюсом ВІ-2 при $740\dots760\text{ }^{\circ}\text{C}$. Потім у розплав вводили зростаючу кількість відповідних елементів (0; 0,05; 0,1; 1,0 мас. % – за розрахунком), підігрівали і при $730\text{ }^{\circ}\text{C}$ заливали ливарні форми для одержання литих зразків і виливків.

Хімічний склад виливків з магнієвих сплавів контролювали за допомогою оптичних емісійних спектрометрів «SPECTROMAXx» і «SPECTROMAXxF», фотоелектричних спектрометрів МФС-8 і ТФС-36, ЕДРФ спектрометра «SPECTRO XEPOS».

Макро- і мікроструктуру досліджуваних сплавів вивчали методами світлової мікроскопії («Neophot 32», «OLYMPUS IX 70»), а також з використанням програмно-апаратного комплексу «Відеотест-Структура 5.0» на базі металографічного мікроскопа Axiovert 40MAT. Фрактографічний аналіз зламів зразків проводили на електронному сканувальному мікроскопі «JSM-6360LA».

Хімічний аналіз структурних складових магнієвих сплавів вивчали на електронному мікроскопі – мікроаналізаторі з енергодисперсійною приставкою РЕММА 202М і РЕМ 16І.

Кількісну оцінку структурних складових проводили методом «Л» і «П» за ГОСТ 1778-70.

Механічні властивості зразків із магнієвих сплавів визначалися на розривній машині «INSTRUN» 2801 за ГОСТ 1497-84 і ГОСТ 2856-79. Мікротвердість структурних складових сплавів вивчали мікротвердометром фірми «Buehler» та LM-700AT при навантаженні 0,1 Н згідно з ГОСТ 9450-76.

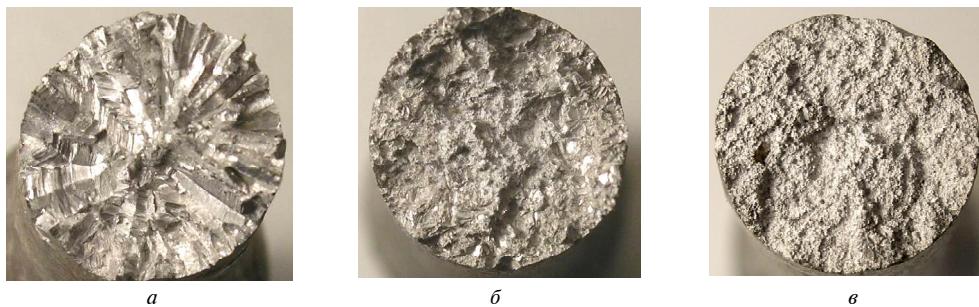


Рис. 1. Макроструктура зламів зразків, $\times 5$: а – 99,9% Mg; б – МЛ5; в – МЛ5 + 0,1% Zr

Тривалу міцність при підвищених температурах визначали за ГОСТ 9651-84.

Фрактографічне дослідження зламів литих зразків із чистого магнію показало наявність крихкої грубокристалічної структури (рис. 1, а). Макроструктура стандартного сплаву МЛ5 (8,8 % Al, 0,35 % Mn, 0,32 % Zn) була помітно подрібненою (рис. 1, б), а введення легувальних елементів у сплав забезпечувало в зламі матову дрібнокристалічну структуру (рис. 1, в).

Мікроструктура виливків із чистого магнію мала однорідну зернисту будову (рис. 2, а). Мікроструктура виливків із сплаву МЛ5 являла собою δ -твердий розчин з наявністю евтектики типу $\delta + \gamma$, розташованої по межах зерен, та окремих інтерметалідів г (рис. 2, б). Після введення ображених легувальних елементів зменшувалася відстань між осями дендритів другого порядку (з 20 до 16 мкм), розміри структурних складових (табл. 1) і евтектичних угруповань (рис. 2, в).

Зі збільшенням вмісту досліджуваних елементів (від 0,05 до 1,0 мас. %) у сплаві МЛ5 розмір мікрозерна і відстань між осями дендритів 2-го порядку зменшувалися. Легування сплаву МЛ5 Al, Si, Sc, Ti, Zn, Ge, Y, Zr, Ag, Sn, Nd, Hf i Pb здрібнило мікрозерно на 30...40 %, підвищило мікротвердість структурних складових, сприяло подрібненню інтерметалідних фаз. Вплив елементів на подрібнення зерна посилювався зі збільшенням порядкового номера цих елементів у підгрупах Періодичної системи. При цьому

більше подрібнювали зерно елементи IVa підгрупи: Ti, Zr та Hf.

У структурі сплаву МЛ5 спостерігалися сферичні та пластинчасті інтерметалідні фази, збагачені відповідними легувальними елементами (табл. 2).

Введення у сплав МЛ5 0,050,1 % досліджуваних елементів інтенсивно збільшувало об'ємну частку сферичних інтерметалідів і незначно – пластинчастих. При вмісті легувальних елементів у сплаві ~ 1,0 % незначно зростала об'ємна частка сферичних включенів, що знаходилися усередині зерна, та інтенсивно-пластинчастих. Такий перерозподіл інтерметалідів сприяв подрібненню зерна. Із зростанням загальної об'ємної частки інтерметалідів підвищувалася міцність металу. Аналіз розподілу інтерметалідів за розмірними групами показав, що у стандартному сплаві МЛ5 переважали пластинчасті інтерметаліди розмірної групи 4...15 мкм. Сферичні інтерметаліди в основному представлени розмірною групою 2,0...7,9 мкм. У магнієвому сплаві досліджувані легувальні елементи зміщали розміри включень у бік менших груп (до 2,0...11,5 мкм – для сферичних і 2,0...7,9 мкм – для пластинчастих). При підвищенні вмісту легуючих елементів у сплаві збільшувалася об'ємна частка інтерметалідів з розмірами менше 2 мкм і зменшувалася об'ємна частка інтерметалідів розмірами понад 11,6 мкм. Встановлено, що зі збільшенням об'ємної частки інтерметалідів (V) у сплаві МЛ5 (рис. 3) помітно подрібнювалося мікрозерно (рівняння).

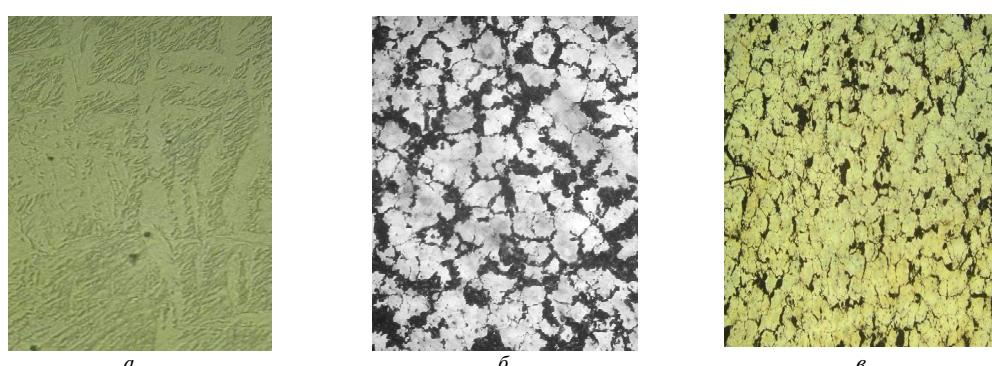


Рис. 2. Мікроструктура термооброблених зразків, $\times 100$: а – 99,9% Mg; б – МЛ5; в – МЛ5 + 0,1% Sc

Таблиця 1 – Характеристики структурних складових сплаву МЛ5 з різними легувальними елементами

Елемент	Вміст, мас. % (разрах.)	Відстань між осями дендритів 2 ^{го} порядку, мкм	Розмір мікрозерна, мкм	Мікротвердість, HV, МПа	Елемент	Вміст, мас. % (разрах.)	Відстань між осями дендритів 2 ^{го} порядку, мкм	Розмір мікрозерна, мкм	Мікротвердість, HV, МПа
Mg (99,9%)	--	40	300	524	Zr	0,05	17	105	1235
						0,10	16	100	1265
						1,0	16	70	1297
Ag	0,046	18				0,05	17	110	1256
	0,12	18	100	1357	Hf	0,10	16	100	1294
	0,98	17	90	1390		1,0	15	70	1321
Zn	0,32 (ML5)	23	140	1227		0,047	19	130	1276
	0,97	18	100	1384	Si	0,12	17	120	1313
Sc	0,05	18	120	1465		1,05	16	100	1334
	0,10	17	100	1547		0,055	19	125	1233
	1,0	16	90	1675	Ge	0,095	18	100	1244
Y	0,05	18	130	1385		1,09	17	90	1287
	0,10	17	130	1451		0,047	16	125	1283
	1,0	17	100	1630	Sn	0,14	15	100	1293
Nd	0,05	18	120	1290		1,15	15	90	1323
	0,10	17	100	1390		0,057	18	135	1287
	1,0	17	90	1407		0,013	16	110	1311
Ti	0,05	18	120	1265	Pb	0,980	15	80	1343
	0,10	16	100	1270					
	1,0	16	100	1283					

Таблиця 2 – Хімічний склад інтерметалідів у сплаві МЛ5, легованому різними хімічними елементами

Вміст елементів, мас. %						
Легувальний елемент	Mg	Al	Si	Mn	Zn	Fe
стандартний	81,99	14,85	1,36	1,8	--	--
78,41 % Ag	17,84	2,12	1,33	0,30	--	--
11,35 % Zn	47,72	40,78	0,15	--	--	--
32,65 % Sc	33,02	26,87	--	6,49	0,97	
15,74 % Y	2,99	34,33	0,58	46,36	--	--
31,26 % Nd	22,96	44,25	0,16	1,37	--	--
21,80 % Ti	35,49	21,14	21,57	--	--	--
71,40 % Zr	14,77	10,98	1,55	1,30	--	--
1,16 % Hf	1,27	34,94	2,38	34,67	--	25,58
52,36 % Si	46,40	1,22	--	0,02	--	--
19,84 % Ge	60,65	2,68	16,83	--	--	--
12,32 % Pb	66,46	20,65	0,54	0,03	--	--
26,19 % Sn	68,19	2,96	2,66	--	--	--

Інтерметаліди, що розташовуються як у середині зерна, так і на його межах, зміцнювали сплав та підвищували його жароміцність. Пластичність сплаву, в залежності від об'ємної частки інтерметалідів, мала нелінійну залежність, яка помітно зростала при об'ємній частці 0,35...0,45 % і різко знижувалася при подальшому збільшенні її (рис. 4).

Встановили, що на властивості магнієвого сплаву впливало морфологія і топологія інтерметалідних фаз. Пластиначасті інтерметаліди розміром менше 8,0 мкм та сферичні – до розміру 11,6 мкм позитивно впливали на властивості сплаву (табл. 3). Отже, сферична форма інтерметалідів була кращою для підвищення властивостей сплаву.

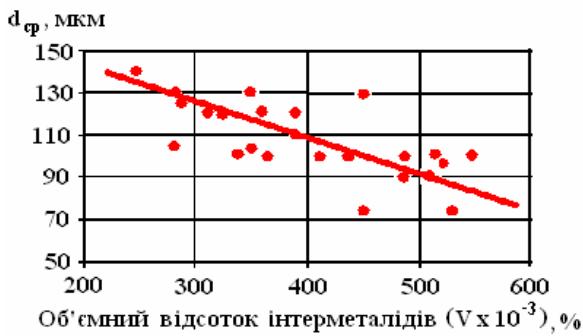


Рис. 3. Вплив об'ємного відсотка інтерметалідів (V) на розмір мікрозерна (d_{cp}) у сплаві МЛ5

$$d_{cp} = 180,52 - 0,18 \cdot V, \quad r = -0,82.$$

Зростання пластичності сплаву спостерігається тільки при вмісті досліджуваних елементів у кількості 0,05...0,1 %, коли збільшувалася частка сферичних інтерметалідів і подрібнювалося зерно. При подальшому збільшенні вмісту елементів у сплаві (до 1,0 %) одночасно з подрібненням мікрозерна істотно зростав об'ємний відсоток інтерметалідів, що призводило до окрихчування металу і зниження його пластичності.

Вплив досліджуваних елементів на межу міцності від максимального до мінімального вишикувався у наступний ряд: Zr, Hf, Sc, Nd, Si, Ge, Ti, Ag, Sn, Pb, Y, Zn (рис. 5). При вмісті 0,05...0,1 мас. % елементів, що вводилися, підвищувалася і пластичність сплаву. Помітно поліпшували пластичність сплаву МЛ5 Y, Ti, Sc, Nd, Hf, слабше – Si, Zn, Ge, Ag, Sn.

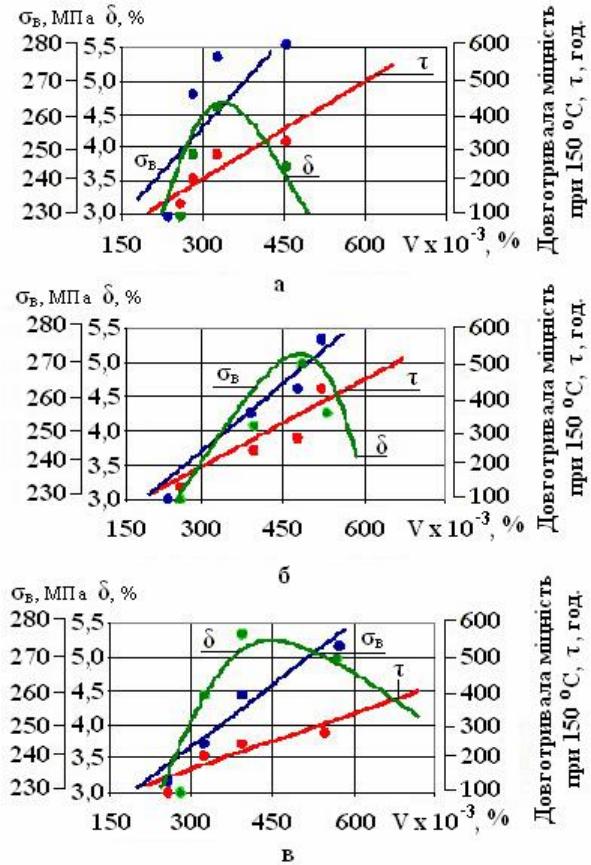


Рис. 4. Вплив об'ємного відсотка інтерметалідів на властивості легованого сплаву МЛ5: а – Zr; б – Hf; в – Sc

Таблиця 3 – Вплив морфології і об'ємного відсотка інтерметалідів (V) на властивості сплаву МЛ5 з Ge

Розмірна група інтерметалідів, мкм	Залежності впливу об'ємного процента інтерметалідів (V) на міцність (σ_e), пластичність (δ) і жароміцність (τ)			
	Пластинчасті		Сферичні	
	Рівняння регресії	r	Рівняння регресії	r
< 2,0	$\sigma_e = 231,67 + 0,96 V$	0,90	$\sigma_e = 236,76 + 0,99 V$	0,88
	$\delta = 2,64 + 0,21 V - 0,005 V^2$	0,76	$\delta = 3,50 + 0,24 V - 0,009 V^2$	0,74
	$\tau = 159,65 + 1,58 V$	0,82	$\tau = 164,30 + 1,62 V$	0,79
2,0...3,9	$\sigma_e = 230,03 + 2,16 V$	0,95	$\sigma_e = 219,40 + 1,74 V$	0,94
	$\delta = 1,13 + 0,38 V - 0,010 V^2$	0,78	$\delta = -13,0 + 1,14 V - 0,03 V^2$	0,71
	$\tau = 157,25 + 3,82 V$	0,93	$\tau = 145,75 + 3,23 V$	0,96
4,0...7,9	$\sigma_e = 225,46 + 1,43 V$	0,94	$\sigma_e = 234,44 + 10,47 V$	0,81
	$\delta = 0,57 + 0,33 V - 0,007 V^2$	0,78	$\delta = 3,24 + 0,005 V^2$	0,71
	$\tau = 153,16 + 2,49 V$	0,90	$\tau = 162,49 + 16,50 V$	0,70
8,0...11,5	$\sigma_e = 250,56 - 10,47 V$	-0,81	$\sigma_e = 239,06 + 2,64 V$	0,75
	$\delta = 4,41 - 0,007 V^2$	-0,71	$\delta = -0,08 + 1,01 V - 0,06 V^2$	0,85
	$\tau = 176,51 - 16,50 V$	-0,70	$\tau = 165,70 + 5,17 V$	0,75
11,6...15,0	$\sigma_e = 246,30 - 2,59 V$	-0,76	$\sigma_e = 243,67 - 4,97 V$	-0,77
	$\delta = 3,33 + 0,43 V - 0,050 V^2$	-0,88	$\delta = 4,10 - 0,070 V^2$	-0,97
	$\tau = 173,31 - 4,77 V$	-0,77	$\tau = 170,66 - 9,58 V$	-0,81
15,1...19,0	$\sigma_e = 246,75 - 7,65 V$	-0,96	Відсутні інтерметаліди	
	$\delta = 2,55 + 1,05 V - 0,160 V^2$	-0,72		
	$\tau = 173,56 - 13,38 V$	-0,93		

Встановлено, що жароміцність сплаву МЛ5 змінювалася в залежності від температури плавлення легувальних елементів (рис. 6). Олово і свинець, що мають температуру плавлення нижчу від основи сплаву (650°C), знижували жароміцність за рахунок граничних виділень легкоплавких фаз.

На підставі проведених досліджень було розроблено нові магнієви сплави з підвищеним рівнем властивостей, які рекомендуються для використання при виробництві сучасних авіаційних двигунів [5–8].

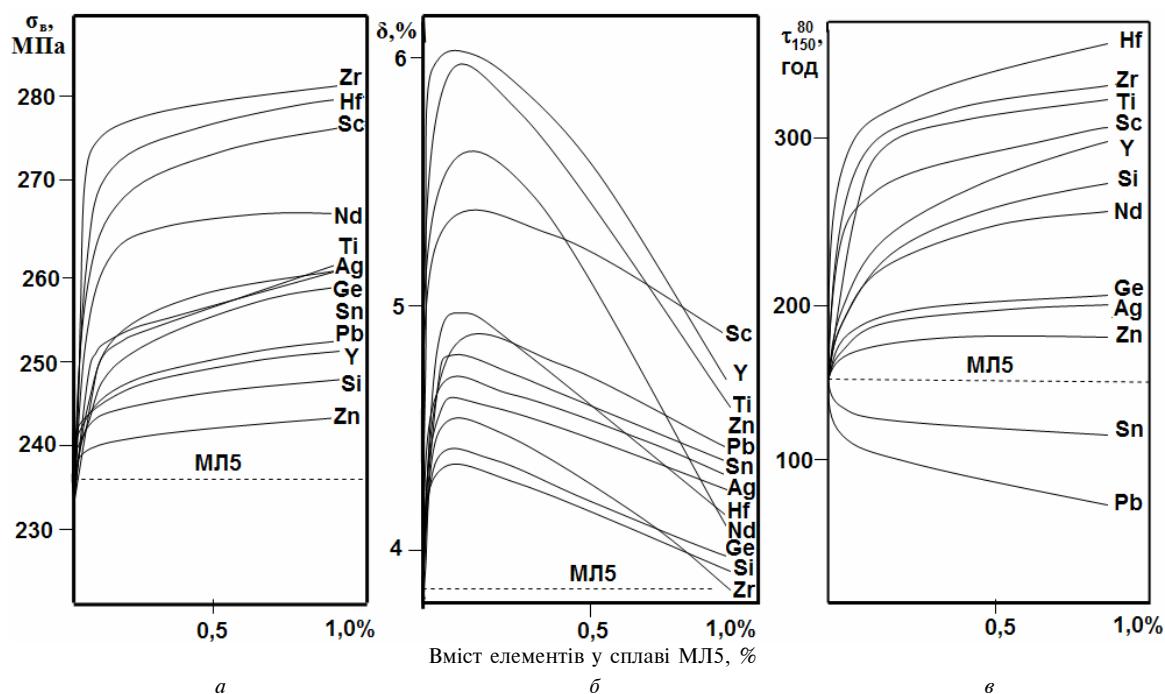


Рис. 5. Вплив легування на міцність (а), пластичність (б) та жароміцність (в) сплаву МЛ5 (— нормативні вимоги до виливків зі сплаву МЛ5)

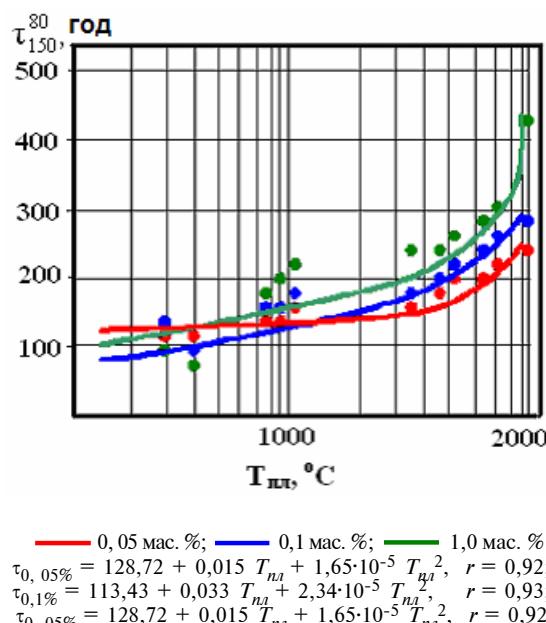


Рис. 6. Вплив температури плавлення ($T_{n\text{a}}$) легувальних елементів сплаву МЛ5 на його жароміцність (τ)

Висновки

1. Отримано нові дані про вплив легування (Al, Si, Sc, Ti, Zn, Ge, Y, Zr, Ag, Sn, Nd, Hf, i Pb) магнієвих сплавів на комплексні інтерметалідні фази, що утворюються і які відрізняються морфологією і топологією. Зазначені легувальні елементи на 30...40 % подрібнювали макро- і мікрозерно металу та підвищували мікротвердість структурних складових. Зі збільшенням вмісту кожного з елементів у сплаві пропорційно підвищувалася його міцність, але пластичність поліпшувалася лише при їх вмісті 0,05...0,1 мас. %. Систематизовані експериментальні дані щодо впливу легувальних елементів на механічні властивості сплаву МЛ5 показали, що помітно змінювали сплав Zr, Hf, Sc, Nd, а пластичність підвищували Y, Ti, Nd, Sc.

2. Отримано нові залежності впливу розміру інтерметалідної фази, її морфології і топології на механічні властивості виливків з магнієвих сплавів. Експериментально показано, що при вмісті 0,05...0,1 мас. % Al, Si, Sc, Ti, Zn, Ge, Y, Zr, Ag, Sn, Nd,

Hf і Pb кожного у магнієвих сплавах утворюються переважно дрібні сферичні інтерметаліди, що подрібнюють зерно і підвищують одночасно міцність і пластичність металу. Зі збільшенням вмісту зазначених елементів у сплавах зростає вміст інтерметалідів на межах зерен, що призводить до зниження пластичності металу.

3. Встановлено вплив вмісту термостійкої інтерметалідної фази, що утворюється при введенні в магнієві сплави тугоплавких елементів, на жароміцність лиття. Показано, що легування сплаву МЛ5 гафнієм підвищувало його жароміцність майже у 3 рази, а свинцем, як більш легкоплавким, знижувало у 2 рази.

Список літератури

1. Rourke D. J. Magnesium- current status and future prospects / Rourke D. J. // Proc. Intern. Magnesium Conf. in conjunction with METER 2000 : Magnesium New Business Opportunities. – Brescia. – 2000. – С. 14–23.
2. Настоящее и будущее магниевые сплавы в нашей цивилизации / [Х. Диринга, П. Майер, Д. Фехнер и др.] // Литейное производство. – 2006. – №1. – С. 4–7.
3. Юм-Розери. Структура металлов и сплавов / Юм-Розери, В. Рейнор, М. : Металлургиздат, 1959. – 391 с.
4. Даркен Л.С. Физическая химия металлов / Л.С. Даркен, Р.В. Гурри. – М. : Металлургиздат, 1960.- 245 с.
5. Пат. 39357 Украина, МПК C22C 23/00. Ливарний сплав на основі магнію з підвищеною рідинотекучістю / Шаломеєв В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О.; заявитель и патентообладатель Запорожск. нац. техн. ун-т.; заявл. 28.08.08; опубл. 25.02.09, Бюл. № 4.
6. Пат. 39358 Украина, МПК C22C 23/00. Ливарний сплав на основі магнію / Шаломеєв В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Пархоменко А. В.; заявитель и патентообладатель Запорожск. нац. техн. ун-т.; заявл. 28.08.08; опубл. 25.02.09, Бюл. № 4.
7. Пат. 25055 Украина, МПК C22C 23/00. Сплав на основі магнію / Шаломеєв В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Жеманюк П.Д., Кличін В. В.; заявитель и патентообладатель ОАО «Мотор Січ»; заявл. 25.06.07; опубл. 20.12.07, Бюл. № 6.
8. Пат. 25056 Украина, МПК C22C 23/00. Ливарний сплав на основі магнію / Шаломеєв В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Жеманюк П.Д., Кличін В.В.; заявитель и патентообладатель ОАО «Мотор Січ»; заявл. 25.06.07; опубл. 20.12.07, Бюл. № 6.

Поступила в редакцию 23.05.2011

Шаломеев В.А., Цивирко Э.И., Зеленюк Ю.А. Новые магниевые сплавы с повышенными свойствами для авиадвигателей

Исследовали влияние легирования литого магниевого сплава МЛ-5 на химический состав, структурные составляющие, механические и жаропрочные свойства. Получена зависимость влияния размера интерметаллидной фазы, ее морфологии и топологии на механические свойства отливок из магниевых сплавов. Установлено влияние содержания термостойкой интерметаллидной фазы, которая образуется при введении в магниевый сплав тугоплавких элементов, на жаропрочность литья.

Ключевые слова: магниевый сплав, химический состав, микролегирование, интерметаллид, механические свойства, жаропрочность.

Shalomeyev V., Tsivirko E., Zelenyuk Yu. New magnesium alloys with povyschennymi by properties for aero-engines

The influence of doping cast magnesium alloy Ml-5 on the chemical composition, composes the structural, mechanical and heat-resistant properties. The dependence of the effect size intermetallic phase, its morphology and topology on the mechanical properties of castings of magnesium alloys. The influence of the content of heat-resistant intermetallic phase, co-Thoraya formed by the introduction of magnesium alloy melting of elements, resistance to high temperature casting.

Key words: magnesium alloy, chemical composition, microalloying, intermetallic, mechanical properties, hot-resistance.

Вісник двигунобудування № 1(26)/2012
науково-технічний журнал

В. о. головного редактора
Заст. гол. редактора

д-р техн. наук О. Я. Качан
д-р техн. наук А. І. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і АТ «Мотор Січ»
Комп'ютерна верстка
Переддрукарська підготовка
Коректори

*Н.О. Савчук
М.Д. Хош
Н.В. Сахнюк
Т.І. Коваленко
Я.В. Обухович*

Реєстрація рукописів

В.Й. Гембель

*Передрукування матеріалів тільки з дозволу редакції
При використанні матеріалів посилання на журнал є обов'язковим
Матеріали публікуються мовою оригіналу
Рукописи, фотокартки та носії інформації не повертаються*

Здано до друку 04.04.2012 р. Папір Xerox 80 г/м², видавнича система DocuTech-135, зам. 1166, накл. 300.
Надруковано видавничим комплексом АТ «Мотор Січ»
Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-41-11, 720-42-49