

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

# **ВЕСТНИК ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ**

**№2  
2007**

**издается  
с 2002 г.**

**НАУЧНО–ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ**

Выходит два раза в год

Свидетельство о регистрации КВ № 6157 от 20 мая 2002 г.  
выдано Министерством информации Украины

Запорожье  
ОАО «Мотор Сич»  
2007

### ***Уважаемые авторы публикаций!***

Журнал отражает достижения в области 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 соискателей 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
- Стандартизация и метрология
- Конструкционные материалы
- 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 потенціальних здобувачів степеней 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
- Стандартизація і метрологія
- Конструкційні матеріали
- 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
- Standartization and metrology
- Structural materials
- Ecology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол №11 от 2.07.2007 г.).

#### ***Главный редактор***

**д-р техн. наук, профессор Ф. М. Муравченко**

**Заместители 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, Т. А. Сокол, Н. А. Савчук, В. Н. Агарков, Т. Е. Деркаченко

© ЗНТУ

© НАУ им. Жуковского «ХАИ»

© ОАО «Мотор Сич»

## Члены редакционной коллегии



**Муравченко Ф.М.**  
Гл. редактор, д-р техн. наук,  
чл.-кор. АН Украины



**Качан А.Я.**  
Зам. гл. редакто-  
ра,  
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



**Жеманюк П.Д.**  
канд. техн. наук



**Внуков Ю.Н.**  
д-р техн. наук



**Коваль А.Д.**  
д-р техн. наук



**Цивирко Э.И.**  
д-р техн. наук



**Ившенко 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



**Шереметев 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 присылается в редакцию в двух экземплярах вместе с аннотацией (на трех языках: украинском, русском и английском), актом экспертизы и справкой об авторах. Объем текстовой части статьи 3–6 листов. Рабочие языки: украинский, русский, английский. Последовательность размещения материала статьи: индекс УДК, название статьи, инициалы и фамилия авторов, 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 подрисовочной надписи обязательно. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисовочной 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,  
зам. 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>Сорока О.Б.</i> НАПРУЖЕННОСТЬ ПОВЕРХНИ АДГЕЗИЙНОГО КОНТАКТУ В СИСТЕМЕ «ОСНОВА-ПОКРИТИЕ» .....	8
<i>Ефименко А.В., Польшникова Н.В., Доценко В.Н.</i> МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ДЕМПФЕРА ОПОРЫ РОТОРА ТУРБИНЫ АВИАЦИОННОГО ГТД .....	11
<i>Ємець В.В.</i> ОБТЮРАТОР ДВИГУННОГО БЛОКУ СПАЛИМОЇ РАКЕТИ-НОСИЯ .....	17
<i>Тарелин А. А., Аннопольская И. Е., Антипцев Ю.П., Степанов И.Ю.</i> ИНТЕГРИРОВАННАЯ СРЕДА ДЛЯ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ДОВОДКИ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ .....	24
<i>Луцкий С.В.</i> ТЕОРЕТИКО-ИНФОРМАЦИОННЫЙ ПОДХОД К РАЗВИТИЮ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ .....	28
<i>Шевченко В.Г., Попович А.Г.</i> РАСЧЕТ ЧАСТОТ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ С ЦЕЛЬЮ ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ И ОПТИМИЗАЦИИ ПРОЦЕССОВ КОНСТРУИРОВАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК МОНОКОЛЕС АВИАДВИГАТЕЛЕЙ .....	34
<i>Качан А.Я., Богуслаев А.В., Беликов С.Б., Внуков Ю.Н.</i> ИНФОРМАЦИОННЫЕ МОДЕЛИ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА И ПРОЧНОСТНОЙ НАДЕЖНОСТИ АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ .....	39

## КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

<i>Марков М.П., Морозов А.С.</i> ДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ АВИАЦИИ ОБЩЕГО НАЗНАЧЕНИЯ .....	44
<i>Кутырев В.В., Жеманюк П.Д., Шанькин С.И., Гликсон И.Л.</i> ДЕТЕРМИНИРОВАННЫЕ И СТАТИСТИЧЕСКИЕ ЗАПАСЫ ПРОЧНОСТИ ДИСКОВ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ .....	48

## ЭКСПЛУАТАЦИЯ, НАДЕЖНОСТЬ, РЕСУРС

<i>Богуслаев В.А., Бабенко О.Н., Павеленко Д.В., Корневский Е.Я.</i> ВЛИЯНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ АВИАЦИОННЫХ ВРД НА ВИБРОЧАСТОТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА .....	54
---	----

## ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

<i>Мозговой В.Ф., Качан А.Я., Беликов С.Б., Балушок К.Б., Внуков Ю.Н., Карась В.П.</i> ОПЫТ СОЗДАНИЯ И ВНЕДРЕНИЯ ИНТЕГРИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА НОВЫХ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ .....	61
<i>Равская Н.С., Родин П.Р., Мамлюк О.В.</i> РАЗВИТИЕ ТЕОРИИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗАНИЕМ .....	70
<i>Шаломеев В.А., Цивирко Э.И., Лысенко Н.А., Клочихин В.В.</i> РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ РАФИНИРОВАНИЯ ПЕЧНЫХ ДОННЫХ ОСТАТКОВ МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-5 .....	77

<i>Качан А.Я., Мозговой В.Ф., Беликов С.Б., Внуков Ю.Н., Карась В.П.</i> ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ПРОГРЕССИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ С ЧПУ .....	82
<i>Лоскутов С.В., Жеманюк П.Д., Пухальская Г.В., Сейдаметов С.В.</i> УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА ДЕТАЛЕЙ ОБКАТКОЙ СТАЛЬНЫМИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ .....	86
<i>Беляев А.А., Карпушевский Б., Дюбнер Л.Г., Майборода В.С.</i> ВЛИЯНИЕ СТРУЙНО-АБРАЗИВНОЙ И МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТОК НА СОСТОЯНИЕ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ И РЕЖУЩИХ КРОМОК СВЕРЛ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ .....	90
<i>Карпушевский Б., Прилукова Ю., Верещака А.С.</i> ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КЕРАМИКИ С ФУНКЦИОНАЛЬНЫМ ПОКРЫТИЕМ ПРИ ТОЧЕНИИ МАТЕРИАЛОВ ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ .....	95
<i>Клочихин В.В., Цивирко Э.И.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ РАФИНИРОВАНИЯ ОТХОДОВ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ЛИТЬЯ МОНОКРИСТАЛЛЬНЫХ ЛОПАТОК .....	102
<i>Абдураимов А.А., Мирзаев А.А.</i> ГИДРО- И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРИМЕНЕНИЯ СОЖ В МЕЛКОДИСПЕРСНОМ ВИДЕ .....	106
<i>Шепелев А.А., Пащенко Е.А., Рябченко С.В., Гординский Г.В., Лапин Н.А.</i> ШЛИФОВАЛЬНЫЕ КРУГИ ИЗ СТМ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В АВИАЦИОННОМ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИИ .....	109
<i>Киселев Е.С., Ковальногов В.Н.</i> РЕАЛИЗАЦИЯ ПОТЕНЦИАЛА ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ДЕЙСТВИЙ СОЖ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ НА ОСНОВЕ РАЦИОНАЛЬНОГО ПРИМЕНЕНИЯ УЛЬТРАЗВУКА .....	112
<i>Павленко П.Н., Кудряков В.Ю., Трейтяк В.В.</i> ОПЫТ РАЗРАБОТКИ И ВНЕДРЕНИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ ТЕХНИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА .....	117
<i>Киселев Е.С., Степчева З.В.</i> ФОРМИРОВАНИЕ РЕГУЛЯРНОГО МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ АЛМАЗНОМ ВЫГЛАЖИВАНИИ МОДУЛИРОВАННЫМИ УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ .....	120
<i>Сахно А.Г.</i> ФОРМИРОВАНИЕ ОДНОРОДНЫХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТОНКИХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ В ПАЗАХ ДИСКОВ КОМПРЕССОРА ИЗ СПЛАВА ХН73МБТЮ-ВД .....	125
<i>Каплун В.Г., Каплун П.В., Шалапко Ю.И.</i> КОМПЛЕКСНІ ТЕХНОЛОГІЇ ЗМІЦНЕННЯ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛЕЙ МАШИН .....	132
<i>Богуслаев В.А., Вишнепольский Е.В., Пухальская Г.В., Гликсон И.Л.</i> ПОВЫШЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ ТОНКОСТЕННЫХ ВАЛОВ .....	136
<i>Сынков А.С.</i> АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОЙ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ ПРУТКОВ ИЗ ТИТАНОВОЙ ГУБКИ	142
<i>Сынков С.Г.</i> ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СХЕМЫ ПРОЦЕССОВ НАКОПЛЕНИЯ БОЛЬШИХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ ..	146

## СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

*Девин Л.Н., Стахнив Н.Е., Сулима А.Г.*

ДИАГНОСТИКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ С ПОМОЩЬЮ ДАТЧИКОВ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ .....	150
---	-----

*Барабаш Я.В.*

ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ ПРИ ТОЧІННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ВІБРОАКУСТИЧНОГО СИГНАЛУ .....	154
--	-----

*Синяева Н.П., Некрасова Л.П., Богуслаев А.В., Клочихин В.В.*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОЛЬФРАМА, МОЛИБДЕНА, ВАНАДИЯ В СТАЛЯХ И СПЛАВАХ НА НИКЕЛЕВОЙ ОСНОВЕ	158
--	-----

*Беженов С.А., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н., Беженов А.И.*

ИССЛЕДОВАНИЕ СВЯЗИ ХАРАКТЕРИСТИК СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ С ПАРАМЕТРАМИ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ .....	163
---	-----

### КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

*Беликов С.Б., Гоменюк С.И., Гребенюк С.Н., Лавренко А.С., Ольшанецкий В.Е., Потапов А.М.*

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ ЛИСТОВОГО ЛИНЕЙНОАРМИРОВАННОГО МЕТАЛЛОКОМПОЗИТА Ti-Nb .....	167
---	-----

*Шаломеев В.А., Цивирко Э.И., Лысенко Н.А., Лукинов В.В., Клочихин В.В.*

МЕХАНИЧЕСКИЕ И СПЕЦИАЛЬНЫЕ СВОЙСТВА ЖАРОСТОЙКОГО МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-10 СО СКАНДИЕМ .....	172
--	-----

*Верещака А.С., Шустер Л.Ш., Мигранов М.Ш., Минигалеев С.М., Фукс-Рабинович Г.С.*

КОМБИНИРОВАННЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ .....	177
---	-----

*Павленко Д.В., Овчинников А.В., Качан А.Я., Шевченко В.Г., Бейгельзимер Я.Е., Заика Т.П.,*

*Решетов А.В., Кулагин Р.Ю.*

ПРИМЕНЕНИЕ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРЫ И ГОМОГЕНИЗАЦИИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА VT3-1 .....	185
---	-----

*Гуляева Т.В., Коломоец А.Е., Гуляев В.И., Брехаря Н.В.*

ПОЛУЧЕНИЕ МАГНИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ, НЕОБХОДИМЫХ ДЛЯ МАГНИТНЫХ ДЕМПФЕРОВ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ .....	189
--	-----

УДК 621.793

О. Б. Сорока

## НАПРУЖЕНІСТЬ ПОВЕРХНІ АДГЕЗІЙНОГО КОНТАКТУ В СИСТЕМІ «ОСНОВА-ПОКРИТТЯ»

*Розглянуті шляхи визначення геометричних параметрів покриття дискретного типу, виходячи з умов збереження адгезійної міцності композиції «основа-покриття». При визначенні напружено-деформованого стану розглядали елемент інструменту з вакуум-плазмовим покриттям в умовах контактної навантаження з урахуванням сил тертя.*

### Вступ

Можливості покращення цілого ряду експлуатаційних властивостей деталей, елементів конструкцій та інструменту з традиційних конструкційних матеріалів практично вичерпані. Це обумовлює необхідність пошуку нових шляхів підвищення таких характеристик, як міцність та зносостійкість поверхневого шару. Підвищення зносостійкості деталей та інструменту, які працюють в умовах інтенсивного тертя та значних навантажень, все більше пов'язують з модифікацією поверхні. Серед великої кількості різноманітних методів модифікації все більше застосування знаходять вакуум-плазмові покриття, які характеризуються високою твердістю, стійкістю до зношування та високою теплостійкістю [1].

Разом з тим, використання традиційного суцільного покриття в процесі експлуатації призводить до його інтенсивного руйнування. Уникнути руйнування покриття в результаті порушення когезійної (розтріскування) і адгезійної (відшарування) міцності можливо, замінивши суцільний шар покриття на переривчастий (дискретний) [2]. Висока когезійна і адгезійна міцність поверхні з покриттями дискретного типу досягається обмеженням нормальних напружень в самому покритті і дотичних на поверхні розділу «основа-покриття» за рахунок зміни конструктивних параметрів покриття, виходячи з їх фізико-механічних властивостей і режимів навантаження [3]. Вплив параметрів покриття дискретного типу в умовах контактної навантаження з урахуванням сил тертя на напруженість поверхні адгезійного контакту і, відповідно, на міцність зчеплення покриття з основою, вивчено недостатньо.

### Постановка задачі та результати досліджень

Використання сучасних чисельних методів, наприклад, таких, як метод скінчених елементів, дозволяє визначити напружено-деформований стан деталей та інструменту з покриттями дискретного типу з урахуванням експлуатаційних навантажень [4]. Для визначення напружено-деформованого стану в системі «основа-покриття» розглянуто твердо-сплавну пластину ВК8 з вакуум-плазмовим покрит-

тям дискретного типу на основі сполук титану. Формування такого покриття відбувається з використанням спеціальних «масок» з чарунками різних форм і розмірів, що дозволяє створювати конструкцію покриття з заданими геометричними параметрами [5].

Розрахунок проводили для елемента поверхні з ділянкою вакуум-плазмового покриття в формі квадрату зі стороною  $D$  товщиною  $h$  в умовах контактної навантаження  $q$  при наявності дотичної складової навантаження (сили тертя), коефіцієнт тертя  $\mu$  (рис. 1).

Аналіз результатів розрахунків показав, що на напруженість поверхні адгезійного контакту «основа-покриття» при наявності дотичної складової навантаження суттєво впливають розміри дискретної ділянки та величина коефіцієнту тертя. Збільшення коефіцієнту тертя призводить до перерозподілу дотичних напружень.

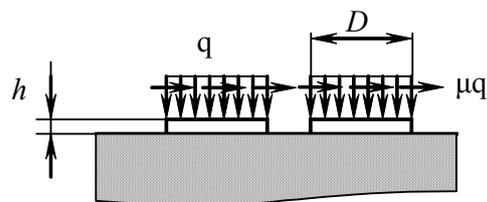


Рис. 1. Схема контактної навантаження елемента поверхні з покриттям дискретного типу при наявності дотичної складової навантаження

Так, зі зростанням сили тертя максимальні дотичні напруження переміщуються із глибини матеріалу основи до поверхні адгезійного контакту, переходячи в дискретну ділянку покриття, а потім і на його поверхню. Збільшення коефіцієнту тертя призводить також до того, що максимум дотичних напружень зміщується в напрямку дії сили тертя, а в площині адгезійного контакту дотичні напруження розподілені вздовж всієї поверхні контакту. При цьому, величина коефіцієнту тертя залежить від типу покриття і матеріалу контртіла [6-9]. У зв'язку з цим, доцільно запропонувати підходи до вибору

геометричних параметрів зносостійкого шару в залежності від матеріалів фрикційної пари.

Аналіз одержаних залежностей відношення дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту  $\tau_{адг}$  до інтенсивності прикладеного навантаження  $q$  для різних розмірів дискретної ділянки від величин коефіцієнту тертя (рис. 2), дозволяє дійти наступних висновків:

- напруженість адгезійного контакту для ділянок розміром до 40 мкм майже не залежить від величини коефіцієнту тертя;
- вплив величин коефіцієнту тертя на напруженість адгезійного контакту зростає із збільшенням розмірів дискретної ділянки від 40 до 60 мкм;
- при подальшому збільшенні розмірів до 240 мкм значного наростання напруженості поверхні контакту в інтервалі до  $\mu = 0,6$  не спостерігається.

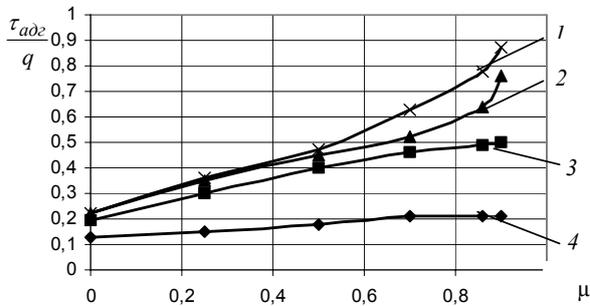


Рис. 2. Залежність величин дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту від величини коефіцієнту тертя для дискретних ділянок розміром  $D = 240$  мкм (1); 120 мкм (2); 60 мкм (3); 40 мкм (4)

В зв'язку з тим, що для деталей фрикційних пар та різального інструменту широкого поширення набули покриття на основі сполук титану, такі як нітриди та карбонітриди титану, дослідили залежності значень дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту «основа-покриття» від величини дискретної ділянки для покриттів TiN та Ti(C,N) при обробці конструкційних матеріалів (рис. 3, 4). При цьому розглядалися конкретні фрикційні контакти «покриття-контртіло» з притаманними їм значеннями коефіцієнтів тертя. Так, при ковзанні по вуглецевій сталі коефіцієнт тертя для Ti(C,N) становить  $\mu = 0,8$ , а для TiN  $\mu = 0,9$  [8]. По контртілу з хромистої сталі для покриття TiN –  $\mu = 0,6$  [7], а після введення в покриття з нітриду титану  $MoS_x$  коефіцієнт тертя зменшується до  $\mu = 0,15$  [10].

По контртілу з окису алюмінію коефіцієнт тертя для TiN дорівнює  $\mu = 0,35$ , а для Ti(C,N) –  $\mu = 0,12$ . По контртілу з твердого сплаву WC83Co17 –  $\mu = 0,25$  для покриттів з карбонітриду титану [8].

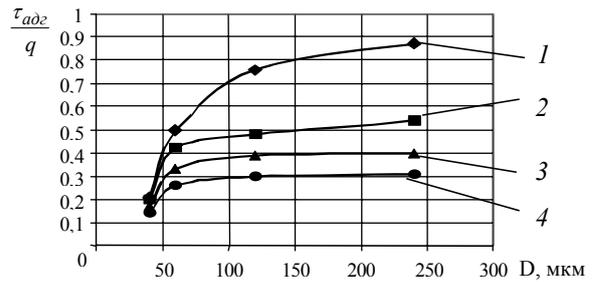


Рис. 3. Залежність значень дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту від величини дискретної ділянки покриттів TiN в умовах фрикційного контакту з контртілом з: вуглецевої сталі –  $\mu = 0,9$  (1), хромистої сталі –  $\mu = 0,6$  (2), окису алюмінію –  $\mu = 0,35$  (3), хромистій сталі при введенні в покриття  $MoS_x$   $\mu = 0,15$  (4)

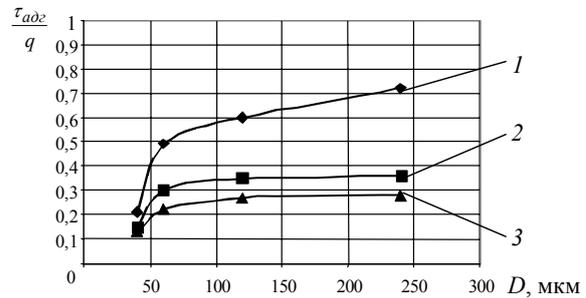


Рис. 4. Залежність значень дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту від величини дискретної ділянки покриттів Ti(C,N) умовах фрикційного контакту з контртілом з: вуглецевої сталі –  $\mu = 0,8$  (1), твердого сплаву WC83Co17 –  $\mu = 0,25$  (2), окису алюмінію –  $\mu = 0,12$  (3)

Результати проведених досліджень дозволяють встановити залежність між напруженістю поверхні адгезійного контакту в системі «основа-покриття» та конструктивними параметрами і фізико-механічними характеристиками покриттів умовах фрикційного контакту. Таким чином, можна прогнозувати напруженість поверхні зчеплення покриття з основою ділянок і забезпечити адгезійну міцність композиції «основа-покриття».

### Висновки

Проведені розрахунки дозволили встановити залежність між величиною і характером розподілу дотичних напружень в системі «основа-покриття» для деталей та інструменту з вакуум-плазмовими покриттями дискретного типу, які працюють в умовах інтенсивного тертя та значних навантажень, в залежності від геометричних розмірів дискретних ділянок та типів покриттів.

Результати досліджень дозволяють вибрати оптимальні конструктивні параметри покриття, що дає можливість запобігти руйнуванню поверхні деталей та інструменту внаслідок відшарування покриття від основи.

## Перечень ссылок

1. Klocke F., Krig T., Coated Tools for Metal Cutting – Features and Applications // Annals of the CIRP. – 1999. – Vol. 48/2, – P. 515-525.
2. Ляшенко Б.А., Мовшович А.Я., Долматов А.И. Упрочняющие покрытия дискретной структуры // Технологические системы, 2001. – № 4 (10). – С. 17-25.
3. Антонюк В.С., Ляшенко Б.А., Сорока Е.Б. Выбор параметров покрытий дискретной структуры при модификации поверхности режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – № 3. – С. 49-50.
4. Антонюк В.С., Сорока О.Б., Калініченко В.І. Аналіз напружено-деформованого стану різального інструменту з покриттями // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»: Серія приладобудування. – 2004. – Вип. 27. – С. 84-89.
5. Пат. України № 68303 МПК C23 C14/32 Спосіб нанесення зносостійких несучільних покриттів // В.А. Рутковський, В.С. Антонюк, В.М. Волкогон, Б.А. Ляшенко, О.С. Осипов, І.А. Петруша – Заявлено 03.12.03. Опубл. 15.07.2004. – Бюл. № 7. – 3 с.
6. Андреев А.А., Саблев Л.П., Шулаев В.М., Григорьев С.Н. Вакуумно-дуговые устройства и покрытия, Харьков: ННЦ ХФТИ, 2005. – 236 с.
7. Mohrbacher The influence 1995; H. Mohrbacher, B. Blanpain, J.-P. Celis, J.K. Roos. The influence of humidity on the fretting behaviour of PVD TiN coatings // Wear. 1995, v. 180, p. 43-52.
8. R. Bertroncello, A. Gasagrande, M. Casarin, A. Glisenti, E. Lanzoni, I. Mirengi, E. Tondello. TiN, TiC and Ti(C,N) film characterisation and its relationship to tribological behaviour // Surface and Interface Analysis. 1992, v.18, p. 525-531.
9. M. Urgan, O.L. Eryilmaz, A.F. Cakir, E.S. Kauali, B. Nilufer, Y.Isik. Characterisation of molybdenum nitride coatings produced by arc-PVD technique // Surface and Coatings Technology. 1997, v. 94-95, p. 501-506.
10. R.Coller, P.Torri, M.A. Baker, R.Gilmore, W.Gissler The deposition of low-friction TiN-MoS<sub>x</sub> hard coatings by a combined arc evaporation and magnetron sputter process// Surface and Coating Technology. 1999, v.120-121, p. 453-457.

Поступила в редакцию 25.05.2007

*Рассмотрены пути определения геометрических параметров покрытия дискретного типа, исходя из условий соблюдения адгезионной прочности композиции «основа-покрытие». При расчете напряженно-деформированного состояния рассматривался элемент твердосплавного инструмента с вакуум-плазменным покрытием в условиях контактного нагружения с учетом сил трения.*

*The ways to determine geometrical parameters of discontinuous coating from the point of adhesion strength for composition substrate-coating are considered. To determine Strength-Strain State the element of hard alloyed cutting tool with PVD coating under the contact loading with friction for composition substrate-coating is examined.*

УДК 621.452.32:62-752

А. В. Ефименко, Н. В. Польшникова, В. Н. Доценко

## МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ДЕМПФЕРА ОПОРЫ РОТОРА ТУРБИНЫ АВИАЦИОННОГО ГТД

*Один из методов гашения колебаний роторов авиационных ГТД – применение в опорах роторов турбин гидродинамических демпферов с упругими элементами. В статье приводится конкретный случай повышения эффективности работы демпфера введением в его конструкцию канавок трапецевидного профиля и установленных в них с зазором соответствующих самопружинающих колец.*

### Условные обозначения

$a, b$  – ширина, толщина сечения балочки;  
 $B$  – осевая протяженность уплотнительного кольца;  
 $E$  – модуль упругости материала уплотнительного кольца;  
 $C$  – радиальный зазор в демпфере;  
 $F_{A1}, F_{R1}, F_A, F_a, F_R, F_r$  – равнодействующие осевые и радиальные неуравновешенные гидростатические силы от перепада давления жидкости на маслоуплотнительных кольцах;  
 $f$  – коэффициент трения;  
 $L$  – радиальная протяженность уплотнительного кольца;  
 $L_A, L_1, L_2, L_3$  – длины активных участков демпферов;  
 $l$  – длина элемента упругости (балочки);  
 $\ell$  – координата фаски уплотнительного кольца;  
 $N_A, N_{A1}, N_R, N_{R1}$  – силы воздействия вибратора на маслоуплотнительное кольцо;  
 $N_T, N_{T1}$  – мощности внешнего трения;  
 $P_M, P_C$  – давления в полости наддува и масляной полости;  
 $Q, Q_1$  – суммарные силы давлений самопружинающих маслоуплотнительных колец;  
 $R_{Ц}$  – радиус цилиндрической поверхности корпуса;  
 $T_A, T_{A1}, T_R, T_{R1}$  – равнодействующие сил трения;  
 $V$  – линейная скорость перемещения вибратора;  
 $\alpha$  – угол конической поверхности канавки;  
 $\delta_c, \delta$  – зазоры в стыке уплотнительного кольца в свободном состоянии и в калибре;  
 $\omega$  – угловая скорость вибратора;  
ГДД – гидродинамический демпфер;  
ГП «Ивченко-Прогресс» – государственное предприятие «Ивченко-Прогресс»;  
ГТД – газотурбинный двигатель;  
ТВЛД – турбовальный двигатель;  
ТВВ – турбина винтовентилятора;

ТНД – турбина низкого давления;  
ТРДД – турбореактивный двухконтурный двигатель;  
УЭ – упругий элемент.

### 1 Введение

Одной из важнейших проблем при создании, доводке и серийном производстве авиационных ГТД является снижение уровня вибраций вращающихся роторов.

Эффективным средством борьбы с вибрациями ротора является снижение уровня неуравновешенности вращающихся масс, что достигается балансировкой ротора. Быстровращающиеся роторы обычно балансируются на нерабочих (низких) частотах, что может быть причиной появления на рабочих режимах значительных дисбалансов.

Опыт показывает, что даже в случае идеальной балансировки, избежать вибраций в двигателе практически невозможно. Это связано с неоднородностью материалов, из-за которой, под действием центробежных сил, возникают несимметричные деформации. К тому же в процессе работы происходит увеличение температуры, детали и узлы двигателя коробятся, что приводит к нарушению их взаимного расположения.

В настоящее время считается доказанным – большая часть вибрационных дефектов может быть успешно устранена за счет применения демпфирования колебаний деталей и сборочных единиц ГТД – роторов, трубопроводов, рабочих лопаток колес, сопловых аппаратов турбин, оболочек корпусов.

Из известных в настоящее время методов демпфирования авиационных ГТД наибольшее распространение получил метод гидродинамического демпфирования, осуществляемого демпфирующими устройствами – демпферами. Широкое применение такие устройства нашли в опорах роторов, в частности, в опорах роторов турбин, т.к. именно в опоре осуществляется связь вращающейся части опоры (ротора) с корпусом (статором).

В 60...-70-х годах прошлого столетия, с появлением ТРДД с передним расположением вентилятора, ТВЛД с передним расположением редуктора, соединенного с турбиной центральным валом, условия работы многих сборочных единиц и деталей двигателей усложнились. В значительной степени это относится и к опорам роторов турбин, работа которых характерна высокой частотой вращения роторов, слабой радиальной нагрузкой, значительной теплонапряженностью, жестким ограничением места размещения.

Последнее, ограничение места размещения, требует особых решений конструирования всех элементов опоры, в том числе и демпферов, т.к. в данном случае диссипация энергии неуравновешенных вращающихся масс осуществляется устройствами ограниченных габаритов.

## 2 Функциональные особенности ГДД с УЭ

В современных опорах роторов турбин авиационных ГТД применяются преимущественно гидродинамические демпферы, в которых диссипация энергии колебаний неуравновешенных вращающихся масс осуществляется при перетекании вязкой жидкости по тонкому демпферному зазору и преодолении внешнего трения в сопряжении деталей демпфера – достижение так называемого режима «длинного» [1] гидродинамического демпфера реализуется монтажом металлических самоупружинящихся маслоуплотнительных колец (поршневого типа) в коротком в осевом направлении вибратора.

В ГДД, в том числе и в ГДД с УЭ [2], колебания неуравновешенных вращающихся масс вызывают противодействия не только сил вязкого сопротивления жидкости, находящейся под давлением в демпферном зазоре 5 (рис. 1), но и сил трения по поверхностям сопряжения 7 (между торцовыми поверхностями уплотнительных колец 3 и сопрягаемыми поверхностями канавок вибратора 1).

На ГП «Ивченко-Прогресс» ГДД с УЭ был впервые применен в 1982 году в составе опоры ротора турбины двигателя ДВ-2 учебно – тренировочного самолета Л-39MS чешского производства.

Основным демпфирующим элементом ГДД является слой масла, подаваемого под давлением через равномерно расположенные по окружности отверстия 8 в полость, образуемую поверхностью кругового цилиндра радиусом  $R_L$  корпуса 4 и вибратора 1, - демпфирующие свойства зависят от толщины  $C$  масляного слоя, длины  $L$  активного участка, определяемого расположением уплотняющих колец 3, а также особенностью течения жидкости в зазоре  $C$  («длинный» демпфер)[3].

Параллельное включение в систему демпфера сил упругости балочек 6 позволяет воспринимать вес ротора и создавать более благоприятные условия для рассеяния энергии, а также обеспечи-

вать перемещение оси подшипника 2 в пространстве плоскопараллельно, благодаря чему исключаются перекосы, что для обеспечения надежности высокоскоростных роликоподшипников имеет чрезвычайно важное значение.

Зазор  $C$  обеспечивается выполнением образующих его поверхностей корпуса и вибратора с высокой точностью - соответственно по 6 и 5 квалитетам ГОСТ 25347-82 с ужесточением форм (допуск круглости, профиля продольного сечения), соответствующим степени точности выше 5 по ГОСТ 24643-81.

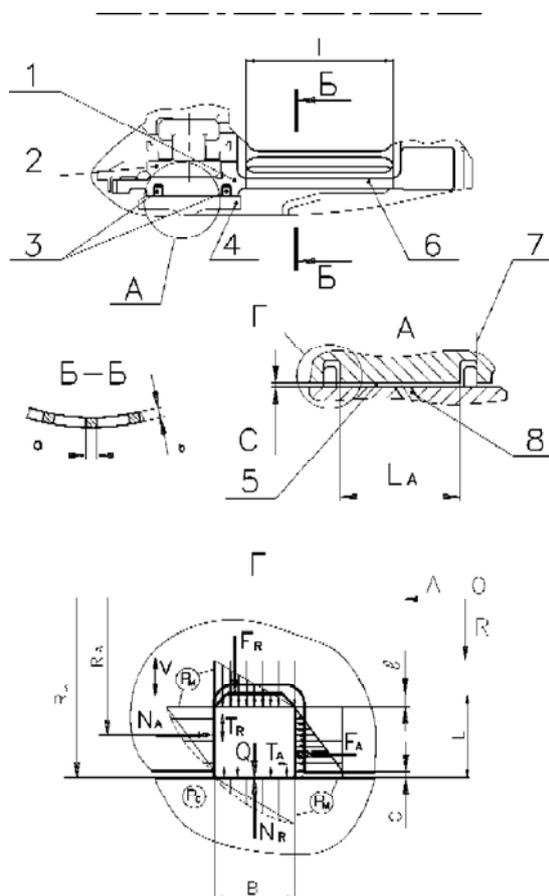


Рис. 1. ГДД с УЭ опоры ротора ТНД ТРДД двигателя ДВ-2

В некруглом демпфере возникает анизотропия характеристик, что может привести к потере устойчивости движения ротора, к тому же высокие значения параметра некруглости не способствуют использованию демпфера при малых зазорах, т.е. при самых эффективных сочетаниях зазора и длины демпферного участка, когда энергия продавлива-

ния масла через зазор значительно возрастает.

Уменьшение зазора  $C$  при принятых значениях отклонения формы поверхностей приведет к повышению параметра некруглости, а более точное выполнение поверхностей (точнее 5 степени точности) – к значительным производственным затратам.

Рассмотрим силы, действующие в сопряжении маслоуплотнительного кольца 3 прямоугольного сечения с вибратором 1 и корпусом 4 при постоянном давлении жидкости в рабочем зазоре демпфера. Для определения сил, действующих на маслоуплотнительное кольцо, используем криволинейную (цилиндрическую) систему координат  $A, R, \varphi$  [4].

В сопряжении маслоуплотнительного кольца 3 прямоугольного сечения с вибратором 1 и корпусом 4 действуют равнодействующие осевая и радиальная неуравновешенные гидростатические силы  $F_A, F_R$  от перепада давления жидкости на маслоуплотнительном кольце, сила давления  $Q$  самопружинящего маслоуплотнительного кольца на цилиндрическую поверхность корпуса 4, равнодействующие сил трения  $T_A, T_R$ , а также силы воздействия на маслоуплотнительное кольцо вибратора по поверхности сопряжения 7 и корпуса 4 по цилиндрической поверхности сопряжения –  $N_A, N_R$  соответственно.

Уравнения равновесия сил

$$\left. \begin{aligned} \sum A = 0; & \quad F_A - T_A - N_A = 0 \\ \sum R = 0; & \quad F_R + Q - T_R - N_R = 0 \end{aligned} \right\} \cdot (1)$$

Инженерные решения технических задач обычно предусматривают целый ряд предположений и упрощений. В данном случае предполагаем - коэффициент  $f$  трения скольжения имеет постоянное и одинаковое значение при скольжении маслоуплотнительного кольца 3 относительно вибратора 1 и цилиндрической поверхности корпуса 4, т.е.

$$T_A = N_R \cdot f, \quad T_R = N_A \cdot f.$$

После упрощения и замен, решая систему уравнений (1) относительно неизвестных  $N_A$  и  $N_R$ , находим

$$N_A = \frac{F_A - (Q + F_R) \cdot f}{1 - f^2}, \quad (2)$$

$$N_R = \frac{F_R + Q + F_A \cdot f}{1 - f^2}. \quad (3)$$

Контакт шероховатых поверхностей всегда дискретен, что позволяет жидкости под давлением заполнять пустоты между фактическими площадками контакта и создавать гидростатическую рас-

клинивающую силу, а неуравновешенные сжимающие контакт осевая и радиальная гидростатические силы воспринимаются в пределах номинальной площади контакта, как выступами шероховатостей, так и жидкостью. В случае относительного перемещения сопрягаемых поверхностей с такими характеристиками и наличием жидкости образуются обыкновенные пары трения с полужидкостным режимом трения [5], характер распределения (падения) давления вдоль сопрягаемых торцовых и цилиндрических поверхностей принимаем линейным, т.е. силы

$$F_A = \frac{\pi P}{3} [3R_{\text{ц}} - C)(L + C - \ell) - (L - \ell)^2], \quad (4)$$

$$F_R = \pi \cdot R_{\text{ц}} \cdot B \cdot P, \quad \text{где } P = P_M - P_C. \quad (5)$$

Маслоуплотнительное кольцо 3 (поршневого типа) создает своими пружинящими действиями давление на цилиндрическую поверхность корпуса 4 и величина среднего давления составляет (в случае кольца постоянного давления) [6]:

$$q = \frac{0,07 \cdot E \cdot (\delta_C - \delta) \cdot L^3}{R_{\text{ц}} \cdot (2R_{\text{ц}} - L)^3}, \quad \text{а полная сила}$$

$$Q = 2\pi \cdot R_{\text{ц}} \cdot B \cdot q. \quad (6)$$

Распределение  $F_A, F_R, Q$ , при выбранных в соответствии с общей компоновкой двигателя  $R_{\text{ц}}, P_M, P_C$ , определяется геометрическими параметрами  $L, B, \delta_C$ , а также, в какой-то степени, коэффициентом трения  $f$  и модулем упругости материала уплотнительного кольца  $E$ .

Из теории колебаний [7] известно – демпфирование эффективно только на резонансных частотах вращения ротора, когда возбуждающим силам неуравновешенных вращающихся масс противодействуют лишь силы трения (вязкости, внешнего трения), а амплитуда колебаний достигает максимальных величин, в данном случае – величины радиального зазора  $C$  в демпфере, а вибратор совершает прецессионное движение с угловой скоростью  $\omega$ : все точки вибратора, совершают плоскопараллельное перемещение и в данный момент будут иметь линейную скорость  $V = \omega \cdot C$ .

Часть энергии неуравновешенных вращающихся масс будет затрачена на преодоление сил внешнего трения по поверхности 7 сопряжения уплотнительного кольца с вибратором

$$N_m = N_A \cdot f \cdot V = \frac{F_A - (Q + F_R) \cdot f}{1 - f^2} \cdot f \cdot V. \quad (7)$$

Из формулы (7) следует – для повышения удельной энергии трения (мощности) возможно увели-

чивать осевую силу  $F_A$ , уменьшать силу упругости  $Q$  и радиальную силу  $F_R$ , в некоторых пределах.

### 3 Конструктивные методы повышения эффективности ГДД

Самым существенным отличием конструкций опор роторов турбин авиационных ГТД, в том числе и входящих в их состав ГДД, в сравнении с соответствующими устройствами опор роторов компрессоров авиационных ГТД, опор роторов турбин ГТД наземного (стационарного) применения – жесткое ограничение места размещения опор и их элементов: подшипников качения, уплотнительных устройств, форсунок подачи масла, средств крепления наружных и внутренних колец подшипника, гидродинамических демпферов и др.

Поэтому повышение эффективности работы ГДД (повышение энергопоглощающей способности) практически в тех же условиях ограничения габаритов устройств имеет чрезвычайно важное значение.

Введение в конструкцию ГДД (рис. 2) несколь-

ких канавок трапецевидного профиля в сечении и самопружинящих разрезных колец, монтируемых с зазором в канавках, позволило дополнительно повысить эффективность демпфирования.

В крайних канавках самопружинящие кольца уплотняют полость демпфера с маслом под давлением – эффективность демпфирования повышается за счет дополнительной энергии, затрачиваемой на преодоление внешнего трения по поверхностям сопряжения  $D, E$  (по этим сопрягаемым поверхностям происходит скольжение элементов при плоскопараллельном перемещении вибратора со скоростью  $V$ ) и продавливания масла через более узкий зазор  $C_1$  – повышение сил преодоления внутреннего трения жидкости (вязкости).

Среднее кольцо, расположенное в масляной ванне, самоустанавливается, на нем нет перепада давления масла, но эффективность рассеяния энергии вращающихся неуравновешенных масс повышается за счет продавливания масла через более узкие зазоры  $C_2$ .

Рассмотрим работу трапецевидного кольца с геометрическими параметрами (как у поршневого)

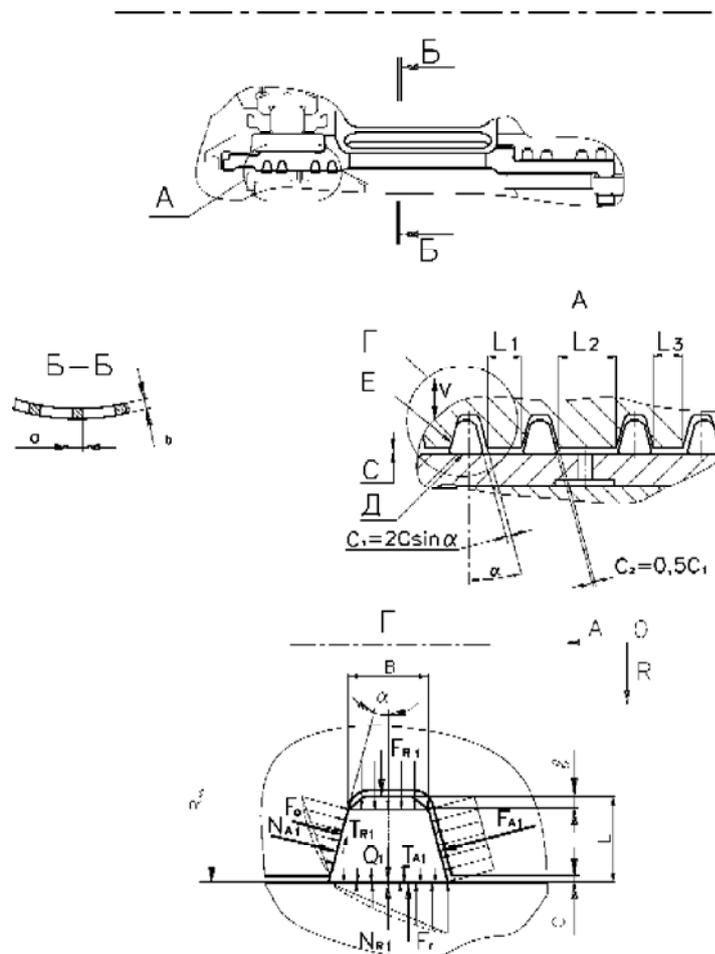


Рис. 2. ГДД с УЭ ротора ТНД и ГДД опоры ротора ТВВ двигателя Д-27

$L$ ,  $C$ ,  $\ell$ ,  $V$  и коническими участками, образованными равномерным расширением профиля прямоугольного кольца под углом  $\alpha$  и угловой скоростью вибратора  $\omega$ .

Уравнения равновесия сил

$$\left. \begin{aligned} F_{A1} \cdot \cos \alpha + T_{A1} + T_{R1} \cdot \sin \alpha - F_a \cdot \cos \alpha - N_{A1} \cdot \cos \alpha = 0 \\ -N_{R1} - F_r - T_{R1} \cdot \cos \alpha + F_a \cdot \sin \alpha + F_{R1} + F_{A1} \cdot \sin \alpha + Q_1 = 0 \end{aligned} \right\} \cdot (8)$$

Аналогично предыдущему случаю считаем

$$T_{A1} = N_{R1} \cdot f, \quad T_{R1} = N_{A1} \cdot f.$$

После подстановок и упрощений, решая систему уравнений (8) относительно неизвестных  $N_{A1}$ ,  $N_{R1}$ , находим

$$N_{A1} = \frac{F_{A1}(f \cdot \sin \alpha + \cos \alpha) + F_a \cdot (\sin \alpha \cdot f - \cos \alpha) + f(F_{R1} + Q_1 - F_r)}{(1 + f^2) \cos \alpha - f \sin \alpha}; \quad (9)$$

$$N_{R1} = \sin \alpha (F_{A1} + F_a) + F_{R1} + Q_1 - F_r - N_{A1} f \cdot \cos \alpha. \quad (10)$$

Энергия неуравновешенных вращающихся масс частично будет затрачиваться на преодоление сил внешнего трения по поверхностям  $E$  и  $D$ .

$$N_{T1} = N_{A1} \cdot f \cdot V \cdot \cos \alpha + N_{R1} \cdot f \cdot V \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (11)$$

Применение сочетания трапецевидных канавок с самопружинящими кольцами позволяют избежать анизотропии характеристики демпфера и работать с меньшими зазорами.

На рисунке 2 представлены ГДД с УЭ опоры ротора ТНД и ГДД опоры ротора ТВВ двигателя Д-27 (самолет Ан-70). ГДД с УЭ установлены также в опоре ротора ТНД двигателя АИ-22 (самолет Ту-324, Россия). В процессе доводки двигателя АИ-450 (вертолет Ка-226) возникла необходимость в подавлении вибраций ротора ТК на однокаскадном газогенераторе – применение ГДД с УЭ позволило успешно решить эту проблему.

В опорах роторов турбин авиационных ГТД конструкций ГП «Ивченко-Прогресс» нашли широкое применение не только ГДД с УЭ, но и ГДД (без УЭ): демпферами этого типа оснащены все опоры турбин двигателей Д-36, Д-436Т1 (самолеты Як-42, Ан-74, Бе-200, Ту-334), двигателей Д-136 (вертолет Ми-26), турбин двигателей Д-18Т (самолеты Ан-125 «Руслан», Ан-225 «Мрія»), а также ГТД двигателей наземного применения различных типов – Д-336, АИ-336. В опоре ротора ТНД двигателя АИ-25 (самолеты Як-42, М-11), в опоре турбины двигателя АИ9-3Б применены демпферы с упругим кольцом. Все демпферы обеспечивают надежную работу двигателей, их безотказная наработка в составе двигателей достигает десятков тысяч часов и более.

#### 4 Заключение

В данной работе выполнен анализ конструкций

и работы гидродинамических демпферов высокотемпературных опор роторов турбин реальных ГТД, имеющих в своем составе маслоуплотнительные кольца, сопрягаемые с поверхностью вибратора и корпуса, позволяющие дополнительно затрачивать энергию неуравновешенных вращающихся масс на преодоление сил внешнего трения и внутреннего трения (вязкости).

В статье приводится:

- анализ диссипации энергии неуравновешенных вращающихся масс внешним трением в составе гидродинамического демпфера с маслоуплотнительными кольцами в опорах роторов турбин ГТД;

- конкретный случай повышения эффективности работы демпфера введением в его конструкцию канавок трапецевидного профиля, установленных в них с зазором соответствующих самопружинящихся колец. Повышение эффективности демпфирования осуществляется за счет затрат энергии на продавливание жидкости через более узкий канал, (преодоление сил внутреннего трения жидкости – вязкости), а также преодоление сил внешнего трения по поверхностям сопряжения конической поверхности уплотнительного кольца с вибратором и цилиндрической поверхности – с корпусом.

#### Перечень ссылок

1. Новиков Д.К. Проектирование гидродинамических демпферов опор роторов двигателей летательных аппаратов. – Самара: Издательство Самарского научного центра РАН, 2000. – 164 с.
2. Єфименко А.В., Польникова Н.В., Доценко В.М., Підвищення ефективності гідродинамічного демпфера для опори ротора турбіни авіаційного ГТД. Труды XIII Международной научно-технической конференции по компрессоростроению «Компрессорная техника и пневматика в XXI веке», т. III, г. Сумы, 2004. – С. 156-161.
3. Белоусов А.И., Новиков Д.К., Балякин В.Б. Гидродинамические демпферы опор роторов турбомашин. Куйбышев. авиац. ин-т. Самара, 1991. – 95 с.
4. Єфименко А.В., Доценко В.Н., Польникова Н.В. Диссипация энергии колебаний неуравновешенных вращающихся масс внешним трением в составе гидродинамического демпфера. Труды 11-й Международной научно-технической конференции «Гервикон», т. 2, г. Сумы, 2005. – С. 56-61.
5. И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбаров «Основы расчетов на трение и износ» М., «Машиностроение», 1977. – 526 с.
6. Гинцбург Б.Я. Теория поршневого кольца – М.:Машиностроение, 1979. – 271 с.
7. Конструкция и проектирование авиационных

газотурбинных двигателей: Учебник для студентов вузов по специальности «Авиационные двигатели и энергетические установки» /С.А. Вьюнов, Ю.И. Гусев, А.В. Корпов и др.; под общ. ред. Д.В. Хронина. – М.:Машиностроение, 1989. – 368 с.

Поступила в редакцию 21.05.2007

*Один з методів гасіння коливань роторів авіаційних ГТД – застосування в опорах роторів турбін гідродинамічних демпферів із пружними елементами. В статті представлено конкретний випадок підвищення ефективності роботи демпфера введенням в його конструкцію канавок трапецієподібного профілю і встановлених у них із зазором відповідних самопружних кілець.*

*One of the methods of damping rotor vibrations in the aircraft gas turbine engine is an application of hydrodynamic dampers having flexible members in the turbine rotor bearing supports. A particular case of increasing operation effectiveness of the dampers by a provision of trapezoidal-shaped grooves in their construction, and by the sufficient self-springing rings fitted with a clearance in is represented in the present article.*

УДК 629.764

В. В. Ємець

## ОБТЮРАТОР ДВИГУННОГО БЛОКУ СПАЛИМОЇ РАКЕТИ-НОСІЯ

*Розробка обтюратора – одна з важливих проблем створення спалимої ракети-носія. Обтюратор потрібен для герметизації і демпфування рухомого двигунного блоку. Цю проблему можливо вирішити на основі використання адаптивного магнітопорошкового ущільнення, як доцільно поєднати в один вузол з демпером. За нашою оцінкою погонна маса обтюратора становитиме близько 50 кг/м, а загальна маса обтюратора – близько 15 % від маси двигунного блоку.*

### Вступ

Задача вибору доцільних типів і компоновальних схем перспективних ракет-носіїв з метою зниження вартості транспортних космічних операцій є актуальною вже на протязі досить тривалого часу. Як кілька десятків років тому [1], так і зараз [2] розглядаються авіаційно- і повітряно-космічні системи, одноразові і багаторазові носії і ракетні блоки, різні способи і типи стартів і посадок. На нашу думку, певне коло транспортних задач, особливо виведення мікросупутників, доцільно буде розв'язувати за допомогою спалимих (автофажних) ракет-носіїв (СРН) [3]. Розробка СРН стикається з багатьма проблемами, такими як розробка газифікаційної камери (ГК) [4], компресора газоподібних продуктів термічної деструкції поліетилену (ПЕ) [5], герметизації [6] і демпфування [7] пересувного двигунного блока (ДБ) тощо. В цій статті пропонується оцінка маси обтюратора СРН в першому наближенні. Така оцінка є важливою для подальших проектних оцінок маси корисного вантажу.

### 1 Компоновальна схема СРН і влаштування обтюратора

Варіант влаштування СРН наводиться на рис. 1. ПЕ бакова оболонка під дією тяги двигуна надходить в ГК, де внаслідок термічної деструкції повністю перетворюється на суміш газів (піролізований ПЕ). Піролізований ПЕ за допомогою компресора вилучається із газифікаційної камери і подається в камеру згоряння звичайним ракетним насосом. В міру витрачання палива ДБ, що складається з ГК і КЗ наближається до корисного вантажу і ракета скорочується.

Оскільки ДБ ковзає по баковій оболонці, то необхідно передбачити ковзкі конструктивні елементи для передачі радіальних зусиль від ДБ на оболонку для керування ракетою. Очевидно, що поздовжня вісь ДБ протягом польоту не завжди співпадатиме з поздовжньою віссю баку внаслідок люфтів між опорними елементами ДБ і баковою оболонкою. Отже, ДБ рухатиметься в раді-

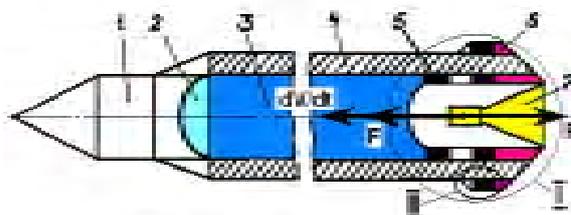


Рис. 1. Варіанти компоновки СРН:

1 – корисний вантаж; 2 – газова подушка; 3 – рідкий окислювач; 4 – ПЕ оболонка; 5 – обтюратор; 6 – ГК; 7 – КЗ

альних напрямках в межах цих люфтів. Для уникнення ударів необхідно передбачити демпфери. Крім цього необхідні ковзкі герметизатори для відокремлення газифікаційної камери від баку окислювача і від зовнішнього середовища. Таким чином, необхідно передбачити опорні елементи, демпфери, герметизатори. Ці засоби доцільно поєднати в одному вузлі – обтюраторі. Варіант влаштування обтюратора наведений на рис. 2.

Бакова оболонка матиме технологічні і експлуатаційні відхилення від форми круглого циліндра. Поверхня цієї оболонки матиме місцеві нерівності і подряпини. З огляду на це в конструкції герметизатора доцільно поєднати традиційне контактне і нове магнітопорошкове ущільнення. Під дією тиску наддутої камери легкодеформівний герметизатор адаптуватиметься до внутрішньообакової поверхні. Магнітний порошок (МП) ущільнюватиме малі (кілька міліметрів) проміжки, що спричинятимуться місцевими нерівностями і подряпинами [4]. Можливо запропонувати такі матеріали для виготовлення обтюратора: фторопласт, наповнений високоенергетичним МП (Sm-Co, Nd-Fe-B) для виготовлення легкодеформівних магнітів герметизатора і демпфера; високоенергетичні високодисперсні МП у фторопластовій оболонці; фторопласт для поверхневого шару опорного кільця; високомолекулярний ПЕ низького тиску для бакової оболонки (він може використовуватись за криогенних температур).

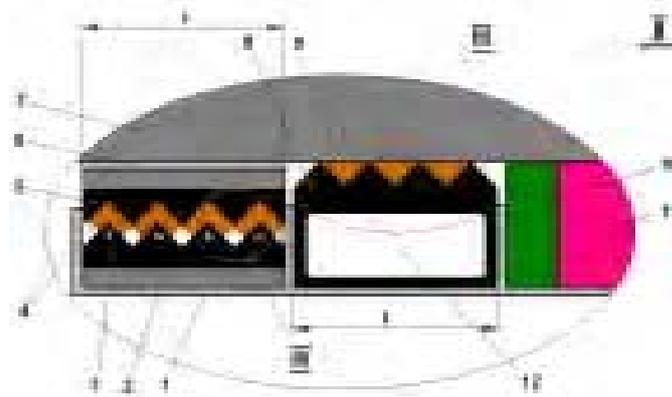


Рис. 2. Влаштування обтюратора:

2, 3, 4, 5, 6 – опорно-демпфівний вузол; 8,9,12 – адаптивний герметизатор; 1 – корпус; 2 – пружний демпфер; 3 – кільцевий постійний магніт магнітопорошкового демпфера; 4 – магнітний порошок демпфера; 5 – кільцева магнітопроводна деталь магнітопорошкового демпфера; 6 – ковзке опорне кільце; 7 – оболонка баку; 8 – адаптивний легкодеформувний кільцевий магніт магнітопорошкового герметизатора; 9 – магнітний порошок герметизатора; 10 – теплоізоляція; 11 – газифікаційна камера; 12 – кільцева наддувна камера

## 2 Адаптивний магнітопорошковий герметизатор

Приємо, що в першому наближенні тертя між ДБ і баковою оболонкою припустимо знехтувати. Запишемо рівняння кінестатики для ДБ, який уявно відокремимо від СРН (рис. 3):

$$F - fP_{GC} - SP_{\delta}^{нуз} - \frac{dV}{dt} m_{ДБ} = 0, \quad (1)$$

де  $F$  – стала тяга двигуна;  $P_{GC}$  – тиск в ГК,  $P_{\delta}^{нуз}$  – тиск на внутрішній поверхні рухомого бакового днища;  $f$  і  $S$  – площі поперечних до поздовжньої осі РН перетинів ГК і паливного бака відповідно;  $\frac{dV}{dt}$ ,  $m_{ДБ}$  – поточне прискорення і стала маса ДБ. З (1) випливає на перший погляд парадоксальний результат [5]:

$$P_{GC} = \frac{L_{\delta} \rho_T n_0 g}{1 - \mu_k} \times \left[ 1 - \frac{\gamma_{ДБ} n_0}{\mu} - \left( 1 - \frac{\mu_k}{\mu} \right) \frac{\alpha_m}{\alpha_m + 1} \right] (\alpha_v + 1) - \alpha_v P_{над}. \quad (2)$$

де  $P_{над}$  – тиск наддуву окислювача;  $\rho_T$  – густина палива,  $n_0$  – стартове перевантаження;  $g$  – прискорення вільного падіння;  $\mu$  і  $\mu_k$  – поточна і

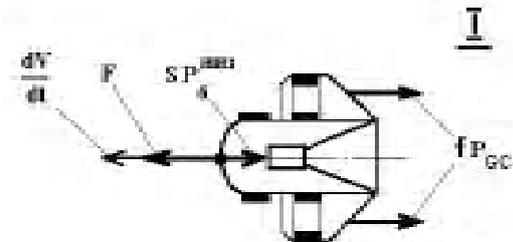


Рис. 3. Сили, що діють на уявно відокремлений ДБ

кінцева відносні маси СРН;  $\gamma_{ДБ}$  – відносна маса двигунного блока;  $\alpha_m$  – масове співвідношення компонентів палива;  $\alpha_v$  – об'єм-не співвідношення компонентів палива. Тобто тиск в ГК за інших рівних умов залежить лише від довжини бака  $L_{\delta}$ , а від маси СРН і її діаметра не залежить! Це означає існування деякої мінімальної припустимої довжини бака  $L_{min}$ , такої, що СРН з баком завдовжки меншим за  $L_{min}$  створена бути не може, оскільки прийнятні значення  $P_{GC}$  не можуть бути забезпечені ніякими величинами її стартової маси і діаметра  $M_0$  і  $D_{РН}$ . Також це означає, з іншого боку, що може бути створена СРН, яка не потребуватиме агрегату подачі пального в двигун, оскільки  $P_{GC}$  буде таким великим, що його вистачить для реалізації подачі витисненням, якщо  $L_{\delta}$  перевищуватиме деяку межу  $L_{max}$  за будь-яких  $M_0$  і  $D_{РН}$ . Формула (2) проілюстрована на рис. 4. Для подальших розрахунків прийємо, що максимальний перепад тисків  $\Delta P$ , який має витримати герметизатор

обтуратора згідно до рис. 4 становить близько 0,8 МПа. Розглянемо варіант влаштування адаптивного магнітопорошкового герметизатора, наведений на рис. 5. За відомими формулами потрібна максимальна напруженість магнітного поля в робочому проміжку [8, 9]:

$$H_{\max} = \frac{\Delta P}{\mu_0 \cdot M(H_{\max})},$$

де  $M = M(H_{\max})$  – намагніченість магнітного порошку;  $\mu_0$  – магнітна стала. І потрібна довжина магніту (сума довжин NW і US):

$$l_M = k_G \frac{H_{\max}}{H_M} z.$$

Тут  $H_M$  – напруженість поля в нейтральному перетині;  $k_G$  – коефіцієнт розсіяння. В першому наближенні прийmemo  $H_M \cong H_d$ , де  $H_d$  – напруженість в точці максимуму питомої магнітної енергії на кривій розмагнічування обраного магнітотвердого матеріалу;  $z$  – довжина робочого проміжку, яку прийmemo як довжину дуги  $nq\delta$  радіусом  $D_m/2$ .

Наприклад, якщо за допомогою МП, що має  $\mu_0 \cdot M(H_{\max}) = 1$  Тл, і легкодеформівного магніту, що має  $H_d = 1000$  кА/м, потрібно запобігти прориву речовини із ГК, в середині якої тиск  $\Delta P = 0,8$  МПа, через щілину з максимальною висотою  $\Delta \cong 5$  мм, то потрібні величини  $H_{\max} = 0,8 \cdot 10^6$  А/м,  $l_M = 24$  мм, і  $D_m = 18$  мм.

### 3 Магнітопорошковий демпфер

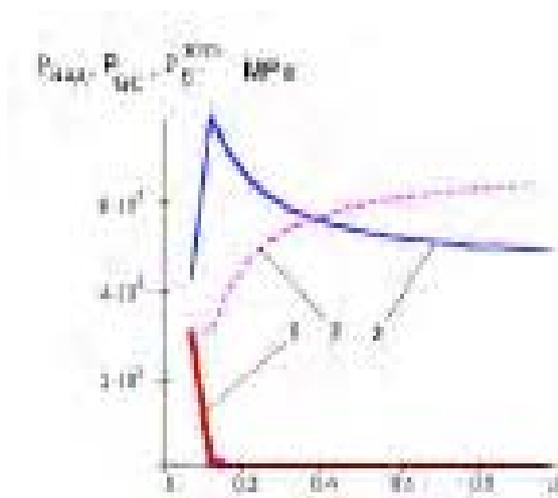


Рис. 4. Зміна  $P_{GC}$  (при  $\gamma_{ДБ} = 0,02$ ) та  $P_0^{muz}$  протягом польоту при наддуві окислювача газом з тиском  $P_{над}$  на кінцевій ділянці польоту ( $\mu_k = 0,068$ ;  $L_0 = 30$  м;  $n_0 = 1,5$ ;  $\rho_T = 940$  кг/м<sup>3</sup>;  $\alpha_m = 3,4$ ;  $\alpha_v = 2,2$ ):

1 –  $P_{над}$ ; 2 –  $P_0^{muz}$ ; 3 –  $P_{GC}$

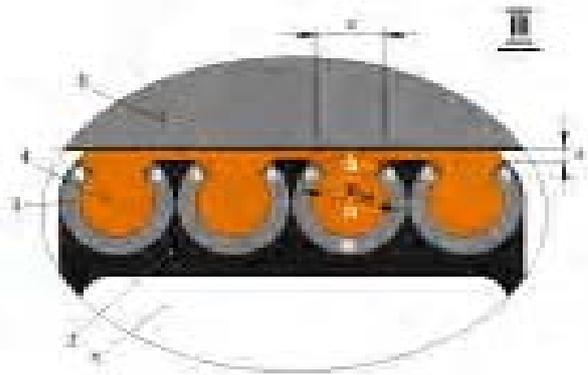


Рис. 5. Варіант магнітної системи герметизатора:

1 – наддута камера; 2 – немагнітний легкодеформівний кільцевий елемент; 3 – легкодеформівний кільцевий магніт; 4 – МП; 5 – оболонка баку

Припустимо, що на ДБ діють лише постійна сила тяги  $F$  та сила  $P$ , що створюється внутрішньобаквим тиском (рис. 1). Тертям між ДБ і стінкою баку знехтуємо з огляду на його мализну. Не будемо враховувати також будь-які інші сили опору, в тому числі опір герметизатора та демпфера коливному рухові ДБ. Тоді, згідно до [6]

$$P = F \left( 1 - \frac{\gamma_{ДБ} n_0}{\mu} \right). \quad (3)$$

Між опорними елементами ДБ і стінкою баку завжди існуватимуть деякі люфти, що приводитиме до перекосів ДБ. Припустимо, що внаслідок випадкового збурення, ДБ відхилився на малий кут  $\varphi_0 > 0$  і, з огляду на мализну проміжку між ДБ і баком, стикнувся з баком в точці А (рис. 6, а). Будемо розглядати подальший рух ДБ як обертання навколо осі, що перпендикулярна до площини креслення і перетинає її в точці А. При цьому задля спрощення викладок пересування точки А вздовж баку не розглядатимемо. Приймемо, що напрямок обертання проти годинникової стрілки є додатним:

$$-J \frac{d^2 \varphi}{dt^2} - P \frac{D_{PH}}{2 \cos \varphi} + F \frac{D_{GC}}{2} = 0, \quad (4)$$

де  $J$  – момент інерції ДБ відносно осі обертання. Зауважимо, що завдяки конструктивним властивостям герметизатор завжди затуляє ущільнюваний проміжок, тому плечі сил  $F$  і  $P$  зростають при збільшенні перекосу. Оскільки з урахуванням (3) для малих кутів завжди

$$\left| \frac{PD_{PH}}{\cos \varphi} \right| < \left| FD_{GC} \right|,$$

то після зникнення збурення ДБ обертається в напрямку моменту сили  $F$  відносно осі, що проходить через точку стикання ДБ із баком. Якщо  $\varphi = \varphi_0$  при  $t = 0$ , то із (3) отримуємо:

$$\varphi = \varphi_0 - \frac{t^2(w-z)}{2}, \quad z = \frac{FD_{GC}}{2J}, \quad w = \frac{PD_{PH}}{2J}. \quad (5)$$

З (5) видно, що, дійсно, при зростанні часу  $t$  кут  $\varphi$  зменшується. Отже, якщо в початковий момент ДБ стикався з оболонкою бака в точці **A** (рис. 6, а)), то під дією моменту сили  $F$  він обертається за годинниковою стрілкою навколо осі, що проходить через точку **A**, доки не стикнеться з оболонкою в точці **E** (рис. 6, б)). Відтак почнеться обертання навколо осі, що проходить через точку **E** проти годинникової стрілки, доки ДБ знов не стикнеться з оболонкою в точці **A**. На нашу думку, процес повторюватиметься протягом усього польоту. Його можливо назвати коливаннями ДБ.

На рис. 7 числовий розв'язок рівняння (4) проілюстрований при  $\varphi_0 = 3^\circ$ ;  $D_{GC} = 2,2$  м;  $D_{PH} = 2,0$  м;  $\gamma_{ДБ} = 0,015$ ;  $n_0 = 1,2$ ;  $M_0 = 50000$  кг;  $R = |AM| = 2$  м ( $R$  – радіус повороту центру мас ДБ відносно осі, що проходить через точку **E** або **A**). Припускається, що вся маса ДБ зосереджена в його центрі, тоді  $J = M_{ДБ}R^2$ . Як видно з графіка, коливання пришвидшуються в міру витрачання пали-

ва. В момент стикання ДБ з баковою оболонкою його бічна швидкість (швидкість, нормальна до цієї оболонки) грубо визначиться як

$$V_0 = R \frac{\delta\varphi}{\delta t}$$

і із рис. 7 отримуємо:  $\delta\varphi = 6^\circ$ ,  $\delta t \cong 0,05 \dots 0,1$  с і  $V_0 \cong 2 \dots 4$  м/с.

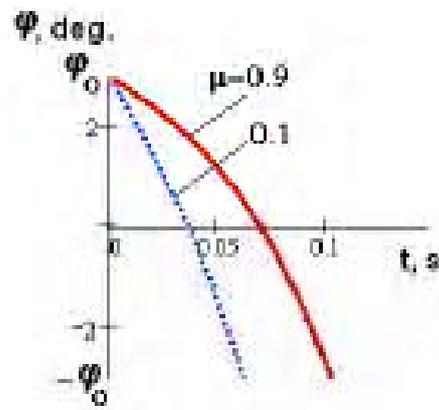


Рис. 7. Зміна кута перекосу ДБ протягом половини коливного циклу (в припущенні, що за цей час  $\mu = \text{const}$ )

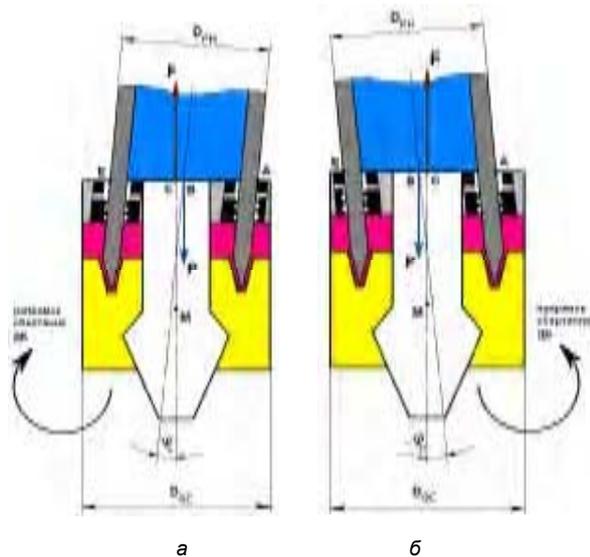


Рис. 6. Половина коливного циклу ДБ:

а – обертання ДБ за годинниковою стрілкою навколо осі, що проходить через точку **A**; б – обертання ДБ проти годинникової стрілки навколо осі, що проходить через точку **E** (після закінчення обертання навколо осі, що проходить через точку **A**)

Розглянемо один ступінь демпфера, що зображений на рис. 8. Тут магнітні лінії проходять від полюса  $N$  до полюса  $S$  через магнітопроводну деталь 3. Напруженість магнітного поля в проміжку 2 зворотнопропорційна ширині цього проміжку. В ньому утримується МП. Вісь  $x$  з початком в точці  $O$  спрямовано перпендикулярно до поверхні бакової оболонки. Припустимо, що ковзке опорне кільце обтюратора (поз. 6, рис. 2) стикається з баковою оболонкою на ділянці з центром в точці **E** (рис. 6, б) в момент  $\tau_0$ , коли проміжок між елементами обтюратора 1 і 3 становить  $x_0$ . Відтак починається зменшення цього проміжку внаслідок інерційного руху ДБ. Бічною (нормальною до повздовжньої осі  $CPH$ ) компонентою рівнодіючої сил  $P$  та  $F$  знехтуємо з огляду на мализну кута перекосу. В процесі зменшення проміжку на магніт демпфера діє сила опору  $\Lambda$ , що спрямована вздовж поверхні цього магніту і є обернено пропорційною до переміщення  $x$ , тобто є пружною силою тертя. Внаслідок дії опору бічна швидкість ДБ зменшується до нуля. Завдяки цьому передача зусилля від ДБ на оболонку

бака відбувається безударно. Опір  $\lambda$  на одному ступені демфера (тобто на ділянці GYQ) згідно [7]:

$$\lambda = k_f p S, \quad (6)$$

де

$$p = \mu_0 M H_{\max}, \quad (7)$$

$k_f$  – коефіцієнт зчеплення;  $p(x)$  – тиск всередині об'єму, заповненого МП (визначається по-дїбно до пробивного тиску магнітопорошкового герметизатора). Максимальна напруженість магнітного поля на одному ступені демфера в проміжку  $2x$  визначатимемо подїбно до (10), як напруженість в робочому проміжку магніту довжиною  $\frac{1}{2}l_M = \frac{|GYQ|}{2}$

(в припущенні, що напруженість магнітного поля в проміжку зростає лінійно від нуля в точці Y до максимуму в точках G і Q):

$$H_{\max} = H_M \frac{l_M/2}{2x} = H_M \frac{l_M}{4x}. \quad (8)$$

Врахуємо, що

$$M = \frac{B_{MP}}{\mu_0}, \quad (9)$$

де  $B_{MP}$  – магнітна індукція МП в робочому проміжку. Приймаючи до уваги, що за фізичним змістом задачі опір буде спрямований протилежно переміщенню  $x$  і з урахуванням (7.....9), із (6) отримуємо:

$$\lambda = -k_f B_{MP} H_M \frac{l_M}{4x}. \quad (10)$$

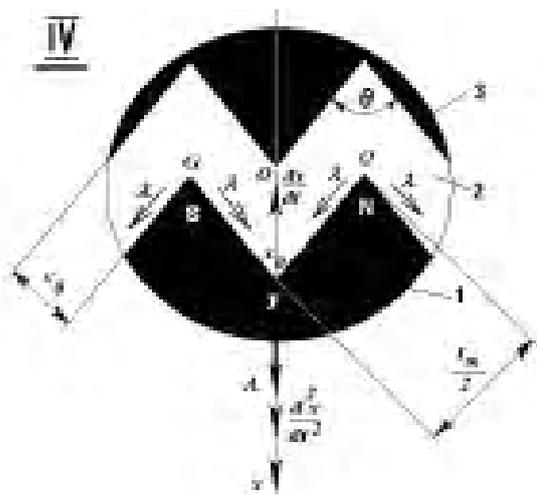


Рис. 8. До розрахунку демфера:

1 – постійний магніт; 2 – проміжок, що заповнюється МП; 3 – магнітопровідна деталь демфера

Із (10) видно, що, дійсно, опір зростатиме в міру зменшення  $x$ . Площа контакту магніту і МП на одному ступені демфера в проекції на поздовжню площину ракети:

$$S = l_M D_{PH}. \quad (11)$$

Проекція опору на вісь  $x$  з урахуванням (6.....11) матиме вигляд:

$$\begin{aligned} \Lambda &= \lambda S N_{st} \cos \frac{\theta}{2} = \\ &= -k_f B_{MP} H_M \frac{l_M^2}{4x} D_{PH} N_{st} \cos \frac{\theta}{2}, \end{aligned}$$

де  $N_{st}$  – кількість ступенів демфера. За законом Ньютона

$$M_{ДБ} \frac{d^2x}{dt^2} = \Lambda,$$

або

$$\frac{d^2x}{dt^2} = -\frac{E}{x}, \quad (12)$$

якщо

$$E = \frac{k_f B_{MP} H_M l_M^2 D_{PH} N_{st} \cos \frac{\theta}{2}}{4\gamma_{ДБ} n_0 M_0}.$$

Нехай

$$p = \frac{dx}{dt},$$

тоді

$$p \frac{dp}{dx} = -\frac{E}{x},$$

$$p = -E \ln|x| + C.$$

В момент  $\tau_0$  початку процесу демпфування коли  $x = x_0$  бічна швидкість ДБ становить  $V_0$ :

$$\frac{dx}{dt} = V_0 \Big|_{x=x_0},$$

тоді

$$C = V_0 + E \ln|x_0|,$$

$$\frac{dx}{dt} = E \ln \frac{x_0}{x} + V_0. \quad (13)$$

Звідси видно, що при від'ємному  $V_0$ , швидкість ДБ зменшується (за модулем), якщо  $x$  зменшується, починаючи від  $x_0$ . Числовий розв'язок рівнян-

ня (12) за початкових умов

$$x = x_0|_{t=0}, \quad \frac{dx}{dt} = V_0|_{t=0}$$

і залежність (13) проілюстровані на рис. 9 при характеристиках магніту:  $\theta = 30^\circ$ ,  $l_m = 0,05$  м,  $N_{st} = 4$ ,  $x_0 = 0,02$  м,  $H_M = 800$  кА/м; при характеристиках магнітного порошку:  $k_f = 0,4$ ,  $B_{MP} = 0,8$  Тл; при характеристиках СРН:  $M_0 = 50000$  кг,  $D_{PH} = 2,0$  м,  $\gamma_{ДБ} = 0,015$ ,  $n_0 = 1, 2$ . З аналізу рис. 7 і 9 видно, що час демпфування узгоджується з часом половини періоду коливання, що свідчить на користь достовірності розрахунків.

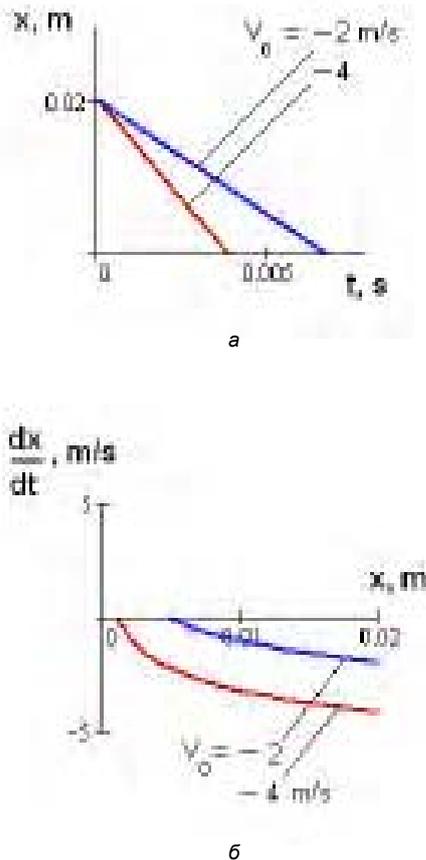


Рис. 9. Демпфування коливань ДБ:

а – пересування ДБ в нормальному до бакової оболонки напрямку під час процесу демпфування продовжуватиметься приблизно 0.004.....0.007 с; б – під час процесу демпфування нормальна до бакової оболонки коливна швидкість ДБ згасає до того, як ДБ торкнеться цієї оболонки (безударне стикання)

#### 4 Оцінка маси обтюратора

З урахуванням розглянутих прикладів приймемо, що для СРН з  $D_{PH} = 2$  м і  $\Delta P = 0,8$  МПа діаметр одного магніту герметизатора  $D_m = 18$  мм; потрібна кількість магнітів – 1; потрібна довжина демпфера із умови безударного стикання ДБ з баком близько 10 см; мінімальна висота демпфера – приблизно 7 см. Для мінімізації маси обтюратора необхідно сполучити герметизатор і демпфер в один вузол. Приймемо, що середня об'ємна густина обтюратора  $3$  г/см<sup>3</sup>; його приблизна форма – кільце з прямокутним перетином. Габаритні розміри: внутрішній діаметр – 200 см, зовнішній діаметр – 215 см, довжина – 10 см. Тоді повна маса одного обтюратора  $m_{obt}$  і його погонна маса становитимуть відповідно близько 75 кг і 25 кг/м. Наприклад, для СРН з  $M_0 = 50000$  кг,  $n_0 = 1,2$  і  $\gamma_{ДБ} = 0,015$  додавання  $2m_{obt}$  (зовні і зсередини бакової оболонки) збільшить масу ДБ приблизно на 17 %:

$$\gamma_{ДБ}^{new} = \gamma_{ДБ} + \frac{2m_{obt}}{M_0 n_0} = 0,0175.$$

#### Висновки

Реалізація обтюратора з високою масовою досконалістю можлива на основі використання МП і легкодеформівних магнітів з високими магнітними характеристиками (на рівні твердих магнітів). Такі матеріали потребують спеціальної розробки.

Для мінімізації маси обтюратора необхідно сполучити герметизатор і демпфер в один вузол. Доля маси такого обтюратора в масі ДБ становитиме близько 15 %, а погонна маса – близько 50 кг на 1 погонний метр перетину бакової оболонки.

#### Перелік посилань

1. Основы проектирования летательных аппаратов (транспортные системы) / В.П.Мишин, В.К.Безвербый, Б.М.Панкратов и др. – М.: Машиностроение, 1985. – 360 с.
2. Guy Ramusat. An overview of the ESA FLPP and the developments in structure technologies // Международная конференция «Передовые космические технологии на благо человечества», Тезисы докладов. – Днепропетровск, 2007. – С. 11.
3. Ємець В.В., Санін Ф.П. Автофажні ракети-носії. На шляху від ідеї до реалізації. II. Спалення бакових оболонок // Системне проектування та аналіз характеристик аерокосмічної техніки: Збірник наукових праць: Том III / Наук. ред. д.т.н., проф. А.С. Макарова. – Дніпропетровськ: Навчальна книга, 2001. – С. 5-18.
4. Launch Vehicle with Combustible Polyethylene Fuel Tank. <http://perocket.dnu.dp.ua>
5. В.В. Ємець. Експеримент з моделлю ракетного двигуна на газоподібному поліетиленовому

- пальному // Космічна наука і технологія. – 2006. – Т 12. – № 2/3. – С. 103-107.
6. Ємець В. Перекіс рухомого двигунного блока в ракеті з витрачанням бакової оболонки // Машинознавство. – 2000. – № 11. – С. 25-28.
7. Ємець В., Філінський Л. Дослідження характеристик магнітопорошкового демпфера // Машинознавство. – 2001. – № 8. – С. 34-36.
8. Розенцвейг Р. Феррогидродинамика. – М.: Мир, 1989. – 356 с.
9. Постоянные магниты: Справочник / Под ред. Ю.М. Пятина. – М.: Энергия, 1980. – 488 с.

Поступила в редакцию 11.05.2007

*Разработка obturatora – одна из важных проблем создания сгораемой ракеты-носителя. Obturator необходим для герметизации и демпфирования подвижного двигательного блока. Эту проблему возможно решить на основе использования адаптивного магнитопорошкового уплотнения, которое целесообразно объединить в один узел с демпфером. По нашей оценке погонная масса obturatora составит около 50 кг/м, а общая масса obturatora – около 15% от массы двигательного блока.*

*The greatest problem of the CLV realization is the obturator. It is needed for sealing the annular gaps between the moving engine module and tank shall as well as for damping the engine oscillations. We think that the problem of engine module sealing may be solved by means of the adaptive magnetic powder seal only because there are no conventional applicable seals. To minimize the obturator mass the integration of the magnetic powder seal with magnetic powder damper is expedient solution. The evaluation shows that mainly high-energy easily-deformable magnets based on Teflon as well as high-energy magnetic powder are necessary to reach acceptable characteristics of the obturators. The examples of evaluations are presented. The total mass of obturator will be approximately 15% of the engine module mass and the mass of one meter of the obturator along the tank circle will be approximately 50 kg under consideration of successful development of the obturator materials and structure.*

УДК 621.165 + 629.7

**А. А. Тарелин, И. Е. Аннопольская, Ю. П. Антипцев, И. Ю. Степанов**

## **ИНТЕГРИРОВАННАЯ СРЕДА ДЛЯ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ДОВОДКИ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ**

*Представлена качественно новая информационно-инструментальная система – интегрированная среда, реализованная в виде модельно-программного комплекса, обеспечивающего решение задач оптимизации и идентификации параметров и характеристик авиационных газотурбинных двигателей при их проектировании и доводке. Предлагаемая система инвариантна относительно исследуемых математических моделей и физических процессов.*

### **Введение**

Создание авиационных двигателей пятого поколения выдвинуло необходимость разработки программных комплексов, позволяющих интенсифицировать опытно-конструкторские работы, перевести их на новые технологии. При этом математическая модель двигателя и всех его структурных элементов динамически формируется с использованием системного анализа, многоуровневой и многокритериальной оптимизации его параметров и характеристик, системы поддержки принятия решений и предметных баз знаний, представляющих собой многофункциональные информационные системы, обеспечивающие решение широкого спектра задач различных иерархических уровней в единой интегрированной среде.

Существенным фактором, в этом случае, является применение методов математического моделирования и экспериментальных методов изучения сложных процессов на основе системного подхода и согласованного использования теоретических и экспериментальных средств исследования процессов и методов идентификации. Такой комплексный подход и создание соответствующих систем позволит во много раз быстрее и с использованием значительно большего объема информации, чем это доступно проектировщику в обычной практике, рассмотреть множество вариантов конструкций, оценить их достоверные характеристики и на основе качественно новой технологии проектирования принять оптимальное (рациональное) решение.

Следует подчеркнуть, что применение математических методов при принятии решений предполагает наличие адекватной математической модели, формализованной представляющей проблемную ситуацию. Адекватность модели достигается с помощью различных методов идентификации [1, 2, 3] на основе результатов лабораторных и натурных исследований, поэтому цепочка эксперимент-модель-идентификация-оптимизация характеризуется наличием внутренних обратных связей, что, опять

так, приводит к необходимости ее целостного системного анализа, а следовательно, к созданию методов и программных средств, его обеспечивающих.

### **Постановка задачи**

Учитывая вышесказанное, ИПМаш им. А. Н. Подгорного НАН Украины и ГП «Ивченко-Прогресс» была поставлена задача о разработке программного комплекса, обеспечивающего решение задачи оптимального проектирования и доводки авиационных ГТД в едином информационном пространстве во взаимосвязях и последовательностях, принятых в реальной практике проектирования.

При этом к разрабатываемому программному комплексу были сформулированы основные технические требования:

- комплекс должен быть модульным и развивающимся; обеспечивать возможность введения новых модулей, модернизацию имеющихся, изменения набора входных и выходных данных, развития системы поддержки принятия решений, дополнения и изменения ее алгоритма; с отработкой необходимой технологии использования, наполнения и развития базы знаний;

- необходимо обеспечить возможность использования имеющихся программных продуктов (предметных модулей) с минимальными доработками;

- программный комплекс должен быть многоуровневым с возможностью перехода от более простых расчетов к более сложным в автоматизированном и диалоговом режимах; должно быть обеспечено прерывание расчетов на любом уровне с выводом результатов (в текстовом, графическом или табличном виде);

- на всех уровнях следует предусмотреть многокритериальную оптимизацию рассчитываемых параметров с возможностью визуального контроля получаемых результатов;

- комплекс должен обеспечивать решение задач идентификации параметров и характеристик математической модели двигателя и его элементов по экспериментальным данным, представленным в программном, табличном или графическом виде;

- программное обеспечение должно быть технологичным в эксплуатации и доступным в обращении инженеру без специальной подготовки программиста.

В разрабатываемом программном комплексе предметными модулями являются: термодинамические расчеты двигателя в целом и его элементов, расчеты массы двигателя, сопротивления гондолы, летно-технических характеристик самолета и т.д.

### Реализация задачи

В соответствии с приведенной концепцией в Институте проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины разработана интегрированная среда для оптимального проектирования и доводки ГТД-Optimum, в которой математические методы, модели и вычислительная техника выступают как средство систематизации процесса создания авиационных ГТД на общей методологической, информационной и технической основе, что обеспечивает решение изложенных выше задач.

Она реализована в среде разработки Delphi и оформлена в виде модульного, многооконного интерфейсного приложения, разработанного под систему Windows 98, ME, NT4, 2000 или XP. Для нормальной работы среды необходимы следующие системные ресурсы:

- Pentium I 200 MHz;
- 32 Mb оперативной памяти;
- 70 Mb свободного дискового пространства;
- SVGA монитор с разрешающей способностью не менее 800x600 точек.

Модульность Optimum обеспечивает рациональ-

ное использование системных ресурсов, высокую производительность и возможность расширения новыми приложениями без внесения существенных изменений. Структура среды приведена на рис. 1.

При разработке этого программного комплекса, в соответствии с изложенными выше требованиями, особое внимание уделялось его универсальности, т.е. возможности оперативной адаптации к решению различных задач оптимизации и идентификации. Для этого методы оптимизации, проблемные задачи и «дополнительные приложения»<sup>1</sup> выполнены в виде динамически компокуемых библиотек (*dynamic link libraries*) и файлов данных, которые подключаются к среде по мере необходимости. При этом методы оптимизации и проблемные задачи связаны не только с базовой программой среды, но и непосредственно между собой, что значительно увеличивает скорость решения поставленной задачи.

Метод подключения проблемных задач как динамически компокуемых библиотек позволяет достаточно просто адаптировать математические модели, написанные на различных языках программирования, к Optimum. Это же относится и к привлечению других методов поиска оптимальных решений.

Создан стандартный интерфейс для всего комплекса предметных модулей с их единой организацией, а также простым способом формирования входов – выходов подпрограмм и выделения из их числа оптимизируемых и идентифицируемых параметров, состав которых может широко изменяться при исследованиях.

<sup>1</sup>Перечень дополнительных приложений и их функциональные возможности приведены ниже

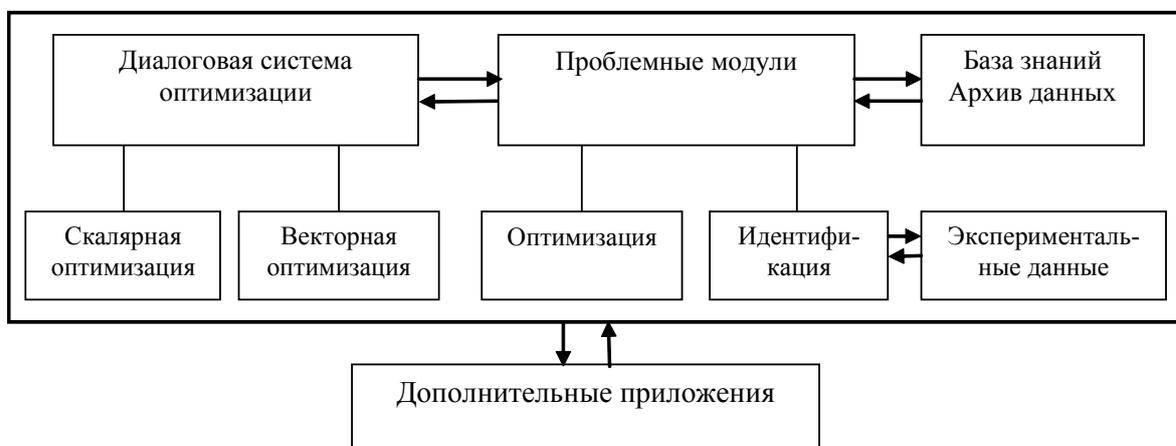


Рис. 1. Структура Optimum

*Optimum* имеет также оконный интерфейс, который обеспечивает пользователю простоту и удобство доступа к ее функциям. При этом вновь вызываемые функции выполняются в новых окнах, что позволяет осуществлять различные операции одновременно и отслеживать работу программы. В процессе работы в интегрированной среде предусмотрена возможность экспортировать и импортировать исходные данные и (или) результаты расчетов в *MS Excel*, либо в текстовый файл.

Необходимо отметить, что *Optimum* имеет встроенный обработчик исключительных ситуаций, позволяющий обходить ряд ошибок, возникающих при работе проблемных задач без вмешательства пользователя. Например, при вводе данных происходит постоянный контроль на наличие логических ошибок, а в случае их обнаружения пользователю предлагаются варианты их исправления.

Диалоговая подсистема оптимизации, являющаяся фрагментом *Optimum*, используемые в ней численные методы поиска оптимальных решений, а также ее функциональные возможности при реализации задач оптимизации и идентификации параметров и характеристик энергетических установок достаточно подробно изложены в [3, 4]. Отличительной особенностью новой версии подсистемы является расширение векторов варьируемых параметров и ограничений на расчетные характеристики с 40 элементов до 512.

Несколько подробнее рассмотрим «дополнительные приложения», представляющие мощный инструмент, расширяющий возможности системы. Эти подпрограммы оформлены так же как динамически компоуемые библиотеки.

«Дополнительные приложения» включают в себя:

- подпрограмму просмотра текстовых файлов;
- файлы экспериментальных данных;
- подпрограмму для загрузки экспериментальных данных, представленных в числовом и (или) графическом виде;
- подсистему построения графиков, которая представляет собой специально разработанную функцию на основе параболических интерполяционных сплайнов [5], позволяющую проектировщику оценивать результаты, полученные в процессе оптимизации и идентификации параметров и характеристик создаваемого объекта;
- подпрограмму обмена исходной и полученной информации с базой знаний и архивами данных.

### Заключение

Итак, разработана сложноорганизованная интегрированная среда, содержащая одновременно как фактографическую, так и семантическую информацию, отражающую предметную область объекта проектирования (авиационного ГТД), являющаяся современным инструментальным средством инже-

нера-проектировщика для создания и доводки двигателя.

Среда *Optimum* внедрена на Государственном предприятии Запорожское машиностроительное конструкторское бюро «Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко в систему реального проектирования авиационных ГТД в среде базы знаний [6].

С помощью *Optimum* выполнены исследования:

- по оптимизации параметрических и дроссельных характеристик создаваемых перспективных двигателей с целью достижения его максимальной тяги при минимальном весе и расходе топлива;
- по идентификации математических моделей (ММ) ГТД АИ-25ТЛ и Д-436 по экспериментальным данным.

По результатам идентификации была разработана ММ двигателя АИ-25ТЛ [3], описывающая его характеристики во всем диапазоне режимов работы и условий эксплуатации самолета. Проведенные по ней численные исследования показали возможность увеличения ресурса без превышения максимально-допустимых значений температуры газов и частот вращения роторов.

Последующие стендовые и летные испытания полностью подтвердили расчетные характеристики двигателя, а следовательно, и адекватность полученной ММ. В условиях высоты  $H = 0$  м и  $Mп = 0$  тяга увеличена на 7,5%; при  $H = 0$  м;  $Mп = 0,6$ ;  $tн = +30$  °С тяга увеличена на 13,6 %.

На основании проведенных расчетов выполнено обоснование продления жизненного цикла серийного двигателя АИ-25ТЛ, получившего наименование АИ-25ТЛШ, для модернизированного самолета *L-39UBBC* Украины [7]. Применение двигателя АИ-25ТЛШ позволит улучшить маневренные и взлетные характеристики самолета, увеличить максимальный взлетный вес, повысить безопасность маневров и полетов у естественных преград, повысить эффективность обучения летного состава.

Для двигателя Д-436-148 была разработана адекватная ММ по результатам испытаний в барокамере Центрального института авиационного моторостроения им. П.И. Баранова (ЦИАМ). В настоящее время эта модель корректируется с учетом проведенных стендовых и летных испытаний в диапазоне высот  $H = 0 \div 11600$  м и  $Mп = 0 \div 0,77$ .

Разрабатываемая ММ должна обеспечить отклонение расчетных характеристик – критериев идентификации (расход топлива, импульс тяги, давление за компрессорами высокого, низкого и среднего давления, расход воздуха, температура газов перед турбиной, частоты вращения роторов и др.) от экспериментальных данных в диапазоне 0,5-1 %.

Таким образом, универсальность и эффективность созданной среды *Optimum*, подтверждена

решением реальных задач по созданию и доводке авиационных ГТД.

### Перечень ссылок

1. Ахмедзянов А.М. Диагностика состояния ВРД по термогазодинамическим параметрам / А.М. Ахмедзянов, Н.Г. Дубровский, А.П. Тунаков – М.: Машиностроение, 1983. – 206 с.
2. Епифанов С.В. Синтез систем управления и диагностирования газотурбинных двигателей / С.В. Епифанов, Б.И. Кузнецов, И.Н. Богаенко и др. – К.: Техніка, 1998. – 312 с.
3. Аннопольская И.Е. Идентификация параметров математических моделей газотурбинных двигателей по результатам испытаний на этапах проектирования и доводки / И.Е. Аннопольская, Ю.П. Антипцев, В.В. Паршин и др. // Пробл. машиностроения, 2004. –7, № 3. – С. 3-8.
4. Тарелин А. А. Основы теории и методы создания оптимальной последней ступени паровых турбин / А.А. Тарелин, Ю.П. Антипцев, И.Е. Аннопольская. – Харьков: Контраст, 2001. – 224 с.
5. Носач В.В. Решение задач аппроксимации с помощью персональных компьютеров. – М.: МИКАП, 1994. – 382 с.
6. Муравченко О.Ф. Компьютерная система теоретического проектирования авиационных ГТД в среде базы знаний / О.Ф. Муравченко, И.Ю. Степанов, А.И. Коваленко и др. // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: Сб. науч. тр. – Харьков: ИПМаш НАН Украины, 2003. – Т. 1. – С. 18-25.
7. Денисюк В.М. Обґрунтування та результати модернізації двигуна АІ-25ТЛ для літака Л-39У ВПС України / В.М. Денисюк, О.М. Хусточка // Зб. наук. пр.– К.: НЦ ВПС ЗС України, 2003.– Вип. 6.– С. 278-283.

*Поступила в редакцию 18.05.2007*

*Подана якісно нова інформаційно-інструментальна система – інтегроване середовище, яке реалізовано у вигляді модельно-програмного комплексу, що забезпечує рішення задач оптимізації та ідентифікації параметрів та характеристик авіаційних газотурбінних двигунів при їхньому проектуванні та доводці. Система, що пропонується, інваріантна відносно математичних моделей та фізичних процесів, які досліджуються.*

*A qualitatively new information-and-tool system – an integrated environment implemented as a model and program complex is proposed. It allows solving optimisation problems and problems in identification of parameters and characteristics of aviation gas turbine engines during their design and backfitting. The system offered is invariant with respect to the mathematical models and physical processes being studied.*

УДК 629.1

С. В. Луцкий

## ТЕОРЕТИКО-ИНФОРМАЦИОННЫЙ ПОДХОД К РАЗВИТИЮ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

*Изложены основы нового научного направления теоретико-информационного подхода к анализу развития технических систем на этапах их жизненного цикла с позиции основных положений теории информации.*

### Введение

Развитие современного машиностроения претерпевает новые фундаментальные изменения. Быстрое развитие машиностроительного производства на современном этапе настоятельно требует научного разрешения вопросов, связанных с изготовлением машин на основе комплексной автоматизации и интеграции всех производственных процессов и управления производством от начала разработки до поставки готовой продукции заказчику. Для этого необходима выработка новых знаний о совокупности средств, отражающих преобразования и связи технического объекта посредством энергии, вещества и информации, создаваемых для осуществления процессов производства и воспроизводства на этапах его жизненного цикла. Осуществление этих требований возможно при углублении знаний с использованием новых подходов, находящихся на стыке научных направлений, обеспечивающих создание новых высокоэффективных технических систем и технологий. Среди таких подходов одним из перспективных является использование знаний об информационных процессах в сложных технических системах, расширяющих математическую базу моделирования производственных систем и технологий для решения актуальных задач машиностроения.

Основные понятия теории информации (негэнтропия, количество информации, пропускная способность) были окончательно сформированы с возникновением и развитием теории связи и передачи сигналов в середине прошлого столетия и определяются через вероятности событий, которым может быть приписано самое различное физическое содержание.

Подход к исследованиям в других областях науки, в частности, науки о технических системах, с позиции использования основных идей теории информации получил название теоретико-информационного подхода [1].

Разработка методов определения потоков информации позволяет значительно точнее прогнозировать поведение проектируемых систем и более эффективно управлять ими. Определение инфраструктуры позволяет охватить целостность системы и избегать применения недостаточно адекват-

ных математических моделей. Количественные и качественные характеристики информации позволяют использовать информационный подход на инженерном уровне при разработке и создании систем и комплексов машин, оборудования и приборов высшего технико-экономического уровня, обеспечивающих значительные перемены в технологии и организации производства, что позволит многократное повышение производительности труда, снижение материалоемкости и энергоемкости, улучшения качества продукции, рост фондоотдачи и т.д.

Теоретические основы информационного подхода к техническим системам базируются на фундаментальных работах ученых в областях: теории систем – Н. Мессаровича, А.Н. Колмогорова, Р. Калмана, П. Фалба и др.; теории анализа и синтеза сложных систем – И.И. Артоболевского, Д.Я. Ильинского, А.Д. Цвиркуна, Н.М. Макарова, А.В. Насредикова, Н.Н. Паева и др.; современной теории информации – Р. Фишера, А. Хартли, К. Шеннона, Н. Винера, Дж. Фон Неймана, А.Н. Колмогорова, А.Я. Хинина, А.А. Харткевича, С. Нулыбина, А. Галлегера, К. Хелстрона, А.С. Холево и др.; теории моделирования – Д. Дориса, Р. Беллмана, Р. Калмана, Б.А. Трапезникова и др.; технологии машиностроения интегрированных производственных систем – Л.И. Волчкевича, С.П. Митрофанова, М.П. Ковалева, И.М. Кузнецова, П.Н. Белянина, Л.Ю. Лещинского, Т.А. Шезняна и др., и исследования в этой области являются актуальной научной задачей.

### Анализ последних достижений и публикаций

Использование идей теории информации в различных областях науки и техники связано с тем, что в основе своей эта теория математическая. Основным математическим аппаратом теории информации является теория вероятностей и математическая статистика, которые превратились к настоящему времени в строгую и достаточно универсальную науку.

В теории информации и передачи сигналов также используют методы функционального анализа, теории случайных функций и случайных процессов, статистической радиотехники, теории оптималь-

ных статистических решений и др.

Теоретической основой теоретико-информационного подхода явились работы Д.Максвелла, Н. Винера, А.Н. Колмогорова и А.Д. Хинчина, У.Эшби, которые внесли важный вклад в понимание вероятностной природы процессов в кибернетических явлениях, моделируемых в пространстве состояний произвольных систем, что позволило в дальнейшем решать практические технические задачи.

Присутствие информации в кибернетических системах расширило понимание сущности информации в отличие от классической постановки ее определения.

Современное состояние теории информации выявляет ряд системных проблем, которые требуют своего решения. Прежде всего, это проблема базового понятия теории информации – понятия «информация». Конкретное и логическое понятие представление информации, как совокупности сведений об окружающей действительности, оказывается, не раскрывает природу самого понятия. В настоящее время существует довольно широкий спектр взглядов на природу информации в научной литературе. Это, прежде всего, полярные точки зрения: с одной стороны – это утверждение о материальном характере понятия информации, с другой – о его чисто нематериальной природе. Попыткой сгладить эти противоречия, появилась в последнее время гипотеза о том, что информация наряду с материей и энергией является первичным понятием нашего Мира. Но проблематичность самого понятия «энергия» в рамках общей теории относительности заставляет сторонников этой гипотезы делать неординарный вывод о том, что информация, являясь первичным параметром нашего Мира, не может быть в строгом смысле определена.

Выведенное академиками Глушковым В.М., Колмогоровым А.Н., а также английским философом Эшби и другими учеными понятие «информации» как характеристики внутренней организованности материальной системы, которая определяется по множеству состояний, которые система может принимать в процессе своего развития, позволяет оценивать потенциальные информационные возможности систем (процессов), которые реализуются при взаимодействии объектов (процессов).

Колмогоров А.Н. в своей классической работе в 1965 году «Три подхода к определению понятия «количества информации» обобщил идеи К.Шеннона о вероятностном подходе к передаваемой по каналам связи информации и сформулировал три способа определения количества информации: 1) комбинаторный, вероятностный, алгоритмический. Однако все три подхода отбрасывают категорию «смысл информации».

В настоящее время появился целый ряд работ, в том числе в электронных источниках (Интернет), в которых исследуются вопросы теории информации, делаются попытки обобщать различные ее грани и формировать «общую теорию информации», в которой вероятностная теория К. Шеннона является только частью общего целого. Отметим наиболее характерные положения исследований, присущих большинству работам.

Первым общим положением является то, что информация отождествляется с негентропией. Однако в работе Вяткина В.Б. «синергетическая теория информации» негентропия представляет собой не снимаемую неопределенность выбора из множества возможностей состояний, атрибутивно связанных с управлением объекта (процесса), а интерпретируется как снимаемая неопределенность выбора из двух взаимообусловленных результатов отражения. В основу синергетической теории информации положены информационно количественные аспекты взаимного отражения системных образований, включая также его стороны как упорядоченность, а также особенности взаимоотношения последних при различных системно-структурных преобразованиях. При этом как отражаемый, так и отражающий объекты рассматриваются в качестве единого целого, а их элементы, соответственно, обладают интегративными характеристиками и принимают участие в процессе отражения всей своей совокупностью.

Вторым общим положением в работах исследователей теории информации является оперирование понятием информации в рамках системного подхода в системе, куда входят объект, среда и их взаимодействие.

Третьим общим положением, характерным для большинства работ исследователей, является рассмотрение физической сущности информации в общей системе: негентропия, энергия и масса.

Отличительной особенностью в подходах исследований теории информации является различная используемая полнота свойств универсума, представляющего собой иерархический комплекс систем, в рамках которого проводятся исследования. В основе своей большинство исследователей в своих работах используют классический подход к понятию «система».

В последние годы появились научные результаты, обусловленные развитием прикладных направлений квантовой механики: теории декогеренции, теории запутанных состояний, квантовой теории информации [2]. Поскольку квантово-механическое описание является на данный момент наиболее полным из всех других известных описаний физической реальности, выводы, полученные в квантовой теории информации, имеют фундаментальное значение и формируют современную концепцию естествознания в целом.

Особенность квантовой теории состоит в том, что была теоретически доказана и экспериментально подтверждена возможность «манипуляции» квантовой запутанностью. Мету запутанности системы можно изменить, как усиливая ее очищение (дисциплина запутанности), так и уменьшая (разбавление запутанности, декогеренция окружением).

Одно из основных достижений квантовой теории последних лет состоит в том, что был сделан переход к количественному описанию квантовой запутанности. Были введены различные меры запутанности, появилась возможность теоретически рассчитывать эти величины и сопоставлять полученные значения с результатами физических экспериментов.

Новые представления о физической реальности мира с позиции квантовой теории механики обусловили возникновение и развитие квантовой теории информации. Системный анализ этих факторов позволяет получать методы измерения многомерной информации. Информация при этом непосредственно связана с мерой квантовой запутанности локальных объектов, т.е. со степенью проявления информационной структуры свойств и может быть выражена количественно через энтропию для чистых состояний системы. Чистым состоянием называется такое состояние системы, которое может быть описано одним вектором состояния.

При описаниях в терминах квантовой теории информации чистое запутанное состояние системы представляет собой информационное поле, которое содержит в себе информацию обо всех потенциально возможных реализациях внутренней структуры системы. Разбивая замкнутую систему на части и задавая степень локализации этих частей (меру запутанности), мы тем самым задаем информацию об их состоянии (информацию, которую имеет одна часть относительно всех других частей). Поскольку замкнутую систему мы можем разбивать как угодно, то можно сказать, что замкнутая система содержит всю потенциальную возможную информацию о своей структуре (обо всех возможных вариантах реализации своей структуры).

С позиции классической физики понятие «информация» относится обязательно к макроскопическим предметам и сигналам, так как на квантовом уровне элементарные квазичастицы могут рождаться и исчезать независимо от внешнего наблюдателя, поэтому квантовые корреляции в макроскопическом мире незначительны и ими можно полностью пренебречь. Однако при этом не учитывается одно существенное обстоятельство – свойства этих корреляций столь необычны и всеобъемлющи, что легко могут «перевесить» самые сильные классические корреляции. Пренебрегая квантовыми корреляциями (классическая физика так и поступает), резко ограничиваются возможности при описании

физической реальности, сводя ее практически к бесконечно малой части всей совокупной квантовой реальности.

Ключевым моментом с позиции квантовой теории информации есть размерность конкретного пространства состояний (гильбертова пространства), которая определяется в свою очередь тем энергетическим интервалом, в пределах которого реализуются все возможные состояния данных систем.

### **Цель и постановка задачи**

Разработка основ теоретико-информационного подхода к анализу развития технических систем на этапах их жизненного цикла.

### **Анализ информационных процессов в технических системах**

На этапах жизненного цикла техническая система формируется под воздействием проектирующей, изготавливающей, налаживающей, использующей, восстанавливающей, ликвидирующей систем и внешней среды, и на всех этих этапах принимает и перерабатывает от этих систем информацию, вследствие чего и развивается.

В природе информация выступает в своем естественном виде внутренней организованности материальной системы, т.е. множеством состояний, которые она может принимать. Человеческая цивилизация породила и другой вид представления информации – знаковый.

Знак – это материальный предмет, действие, явление, процесс, которые используются в общении как носители информации определенного характера при условии, что заранее известно, какой смысл вкладывается в тот или иной знак. У знака должно быть значение, а последнее есть не что иное, как выраженное в материальной форме отражение объективной действительности.

Таким образом, прежде, чем создать в соответственном виде техническую систему, она создается проектировщиком в знаковом виде, в чертежах, в проектах, инструкциях, словесных описаниях и т.д. Знаковая информация определяет конкретные значения свойств, которые определяют объективные, действительные стороны технической систем на различных этапах ее существования.

В процессе развития технической системы знаковая информация посредством изготавливающей и налаживающей систем преобразуется в естественную в виде состояний технической системы. Конкретные значения знаковой информации, преобразованной в естественную информацию технической системы, происходит за счет использования эталонов и возможностью управления передаваемой информацией от технологической системы к продукту.

Использующая система производит преобразование естественной информации технической сис-

темы в проявление функций при ее эксплуатации, т.е. передачи естественной информации технической системы тождественной знаковой, отраженной в конструкторско-технологической документации.

Выдвижение интенсивных факторов развития технических систем влечет за собой постановку совершенно новых задач научно-технического прогресса, в ряду которых одной из важнейших является построение нового уровня современных процессов и систем, что может быть обеспечено созданием таких методов и подходов к моделированию, которые позволят наиболее рациональным способом распределить возлагаемые на них функции в многообразии сред, обеспечивая их эффективность.

Системные исследования технических систем характеризуются обоснованием исходных концептуальных схем и моделей для постановки и решения актуальных научно-технических задач. Теоретико-информационный подход в рамках системных исследований должен использоваться при решении отмеченных выше задач, прежде всего для раскрытия информационных свойств взаимодействующих систем и определения их качественных и количественных характеристик.

Когда говорят, что система  $B$  содержит информацию о системе  $A$ , то это означает [3], что в системе  $B$  произошли такие изменения в результате воздействия на нее системы  $A$ , по которым можно судить о состоянии системы  $A$ , т.е. если система  $B$  отражает систему  $A$ , то она содержит информацию об этой системе. Как система  $A$ , так и система  $B$  могут находиться на различных уровнях сложности (организованности, упорядоченности ее элементов, разнообразия). Это могут быть предметы и явления неорганической природы, живые организмы, мыслящие существа, вычислительные машины и т.д.

Причинно следственная цепочка системы передачи информации представляет собой отношение свойств объектов  $A$  и  $B$ , находящихся во взаимодействии.

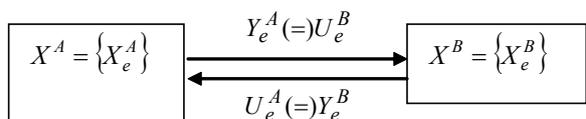


Рис. 1.

$$f: U_e^A(Y_e^B) \rightarrow X_e^A \rightarrow Y_e^A(U_e^B) \rightarrow X_e^B \rightarrow Y_e^B \rightarrow Y_e^B(U_e^B)$$

С учетом выходных, переходных, а также отображений согласования взаимодействие между системами  $A$  и  $B$  можно описать кортежем множеств

$$F(X^A, X^B) = U^A \sigma^B X^A \eta^A Y^A \theta U^B \sigma^B X^B \eta^B Y^B \nu, \quad (1)$$

где  $U^A, U^B, X^A, X^B, Y^A, Y^B$  – входы, выходы, состояния систем  $A$  и  $B$ ,

$\eta^A, \eta^B, \eta^A, \eta^B$  – выходные и переходные отображения систем  $A$  и  $B$ ,

$\theta, \nu$  – отображения согласованности систем  $A$  и  $B$ .

Можно предположить, что физическая и информационная сущность систем обуславливается их состоянием. Изменение состояния формируется посредством информационной связи, возникшей между взаимодействующими системами  $A$  и  $B$ .

Использование понятия свойства системы  $\{e\}$  при решении системных задач предполагает, что значение выхода  $Y$  посредством обратного отображения однозначно характеризует одно из состояний системы  $X$  в реализованном процессе  $\{e\} \equiv \{Y\} = X$ . Таким образом, любой физический (технический) параметр системы (внешний, внутренний) характеризует ее свойство – качественную сторону, а значение параметра – количественную.

Свойства систем  $A$  и  $B$  могут быть заданы множеством в них стабильных и множеством изменяющихся (нестабильных) характеристик. Первые задают ее определенность на рассматриваемом (конечном) интервале времени и пространства, вторые – поведение.

К нестабильным характеристикам систем относятся:

1) Конечное множество актуальных воспринимаемых системой (непосредственно или опосредовано) на определенном отрезке времени и пространства, свойств воздействующей системы

$$E^A = \{e_n^A\}, E^B = \{e_m^B\}, n = 1 \dots k, m = 1 \dots g.$$

2) Верхние и нижние границы восприятия интенсивности каждого, обладающего градацией, свойства  $\Lambda(e_n^A), \lambda(e_n^A), \Lambda(e_m^B), \lambda(e_m^B)$ .

3) Максимальные масштабы длительности  $\Gamma(T)$  и протяженности  $\Gamma(R^n)$ , воспринимаемые системами как «теперь» и «здесь».

4) Минимальные масштабы длительности  $\gamma(T)$  и протяженности  $\gamma(R^n)$ , различаемые системами, предел отличимости (чувствительности).

Первая из этих характеристик связана с восприятием качественной определенности систем, а три следующие – с их количественной определенностью.

Эти множества и масштабы изменяются системами  $A$  и  $B$  в процессе взаимодействия и выступа-

ют как переменные, определяющие зависимость системы от их восприятия друг друга.

К стабильным характеристикам систем относятся предельные значения нестабильных характеристик:

1) Конечное множество потенциально воспринимаемых системами  $A$  и  $B$  свойств воздействующих систем

$$E^{*A} = \{e_n^A\}, \quad E^{*B} = \{e_m^B\}. \quad (2)$$

2) Предельные верхние и нижние границы восприятия интенсивности каждого обладающего градацией свойства

$$\Lambda^*(e_n^A) = \sup\{\Lambda(e_n^A)\}; \quad \lambda^*(e_n^A) = \inf\{\lambda(e_n^A)\}; \\ \Lambda^*(e_m^B) = \sup\{\Lambda(e_m^B)\}; \quad \lambda^*(e_m^B) = \inf\{\lambda(e_m^B)\}. \quad (3)$$

3) Предельные максимальные масштабы длительности и протяженности

$$\Gamma^*(T) = \sup\{\Gamma(T)\}; \quad \Gamma^*(R^n) = \{\Gamma(R^n)\}. \quad (4)$$

4) Предельные минимальные масштабы длительности и протяженности

$$\gamma^*(T) = \{\gamma(T)\}; \quad \gamma^*(R^n) = \{\gamma(R^n)\}. \quad (5)$$

Вышеперечисленные характеристики структурируются в зависимости от вида системы: неорганическая, биологическая, искусственная. Приведенная структуризация характеристик определяет смысловую информационную сущность свойств системы и позволяет рассчитать численное значение принадлежащего им количества информации.

Количество информации, которое несет качественное значение конечного множества свойств потенциально воспринимаемых системой, равно [4]

$$I_e = \sum_{n=1}^d \log_2(d-n); \quad E = \{e_n\}, \quad n = 1 \dots d. \quad (6)$$

Количество информации, которое физически (технически) несут параметры свойств системы, равно

$$I_e = \sum_{k=1}^g \log_2(g-k); \quad g = \frac{\Lambda(e) - \lambda(e)}{\lambda(e)}; \quad k = 1 \dots g. \quad (7)$$

Количество информации, которое несет в себе длительность, в течение которого проявляется свойства системы, равно

$$I_T = \sum_{r=1}^e \log_2(e-r); \quad e = \frac{\Gamma(T) - \lambda(T)}{\gamma(T)}; \quad r = 1 \dots e. \quad (8)$$

Количество информации, которое несет в себе протяженность, в пространстве которого проявляются свойства системы, равно

$$I_{R^n} = \sum_{b=1}^A \log(f-b); \quad f = \frac{\Gamma(R^n) - \gamma(R^n)}{\gamma(R^n)}; \quad b = 1 \dots f. \quad (9)$$

Суммарное количество информации системы равно

$$I_s = I_e + I_e + I_e + I_K^n. \quad (10)$$

где  $I_s$  – системный информационный показатель, значение которого описывает смысловую информационную сущность системы, а также однозначно определяет в пространстве свойств состояние системы и ее изменения.

Системный информационный показатель представляет собой функцию

$$S_I = f(I_E I_e I_T I_R), \quad (11)$$

где  $S_I$  – значение системного информационного показателя;

$J_E$  – количество информации, которым обладает множество  $E$  свойств систем;

$J_x$  – количество информации, которым обладает интенсивность  $e$  свойств систем;

$J_T$  – количество информации, которым обладает длительность  $T$  свойств;

$J_K$  – количество информации, которым обладает протяженность свойств.

Текущие значения системного информационного показателя с накоплением при функционировании системы равно

$$S_I(t) = f(I_E(ti), I_x(ti), I_T(ti), I_{R^n}(ti)). \quad (12)$$

Масса информации системы представляет собой количество информации, которым обладают свойства системы, способные проявиться в отношении другой системы в течение времени  $t_1 < \tau < ti$  и равна

$$mI(\tau) = \sum_{i=1}^P S_I(ti), \quad i = \overline{1, P}. \quad (13)$$

Информационная сила взаимодействующих систем представляет собой полное количество информации свойств этих систем, которые способны проявиться отношении друг друга в течение времени  $t_1 < \tau < ti$  и равна

$$FI(\tau) = mI^A(\tau) + mI^B(\tau). \quad (14)$$

Информационная сила и информационная масса определяют численное значение количества смысловой информации свойств технической системы в процессе ее развития на этапах жизненного цикла.

Информационная масса, которая определяется информационным проявлением свойств системы и их интенсивностью, информационным проявлением длительности и протяженности свойств системы, описывает шестнадцать возможных вариантов информационного состояния системы, равного количеству сочетаний ее составляющих. Информационная сила взаимодействующих систем может описывать двести пятьдесят шесть возможных вариантов информационного состояния взаимодействующих систем, равного количеству сочетаний информационных масс двух взаимодействующих систем.

Двести пятьдесят шесть возможных вариантов информационной силы взаимодействующих систем представляют собой полное множество информационных процессов в технических системах, которые могут проявляться на всех этапах их жизненного цикла.

Информационный подход позволяет рассчитать качество и ценность информации объектов [5]. Качество информации объекта определяется как всеобщая характеристика, обнаруживающаяся в относительном отклонении от совокупности целевых свойств объекта от реальных

$$I^{нач} = \sum \log_2 \left( \frac{mI_{цел} - mI_{реал}}{mI_{цел}} \right) = \sum \log_2 \left( 1 - \frac{\Delta mI}{mI_{цел}} \right) \quad (15)$$

Ценность информации определяется как объективная положительная или отрицательная значимость существенных свойств и их значений на степень формирования целевых свойств объекта

$$I^{цен} = \sum \log \left( mI_{цел} - \frac{\Delta mI}{mI_{цел}} \right) \quad (16)$$

Динамика информационного процесса представляет собой количество информации отношения вариации параметров  $F(XA, XB)$  к вызванной ими относительной вариации передаточной функции  $W(S)$  системы, т.е. вариацию чувствительности свойств объектов друг к другу.

#### Выводы

Теоретические основы информационного подхода к техническим системам базируются на использовании основных положений современной теории информации.

В основе понятия «информации» лежит характеристика внутренней организованности материаль-

ной системы, которая определяется по множеству состояний, которые система может принимать в процессе своего развития. Такой подход позволяет оценивать потенциальные информационные возможности систем (процессов), которые реализуются при взаимодействии объектов (процессов).

Информационной основой технической системы являются ее свойства, которые проявляются в процессе взаимодействия системы и окружающей среды. Информация в природе может проявляться в естественном или знаковом виде.

Количественное значение информации технической системы на этапах жизненного цикла определяется величиной кода ее информационной массы, в основе которой лежит комплексный информационный показатель. Количественное значение информации взаимодействующих систем является величина кода информационной силы, которая представляет собой сумму информационных масс двух взаимодействующих систем.

#### Перечень ссылок

1. Дмитриев В.И. Прикладная теория информации: Учеб. для студ. вузов по спец. «Автоматизированные системы обработки информации и управления». – М. Высш. шк., 1989. – 320 с.
2. С.И.Доронин. Роль и значение квантовой теории в свете ее последних достижений// Квантовая магия, том 1. – вып. 1. – 2004. – С. 1101-1122.
3. В.Е. Карпусь, С.В. Луцкий. Теоретические основы информационного подхода в технологии машиностроения // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных работ. – Донецк: ДонНТУ, 2006. – С. 139-144.
4. С.В. Луцкий. Системный информационный показатель в моделировании технологических процессов и систем// Машиностроение и техносфера 21-века. Сб. трудов научно-технической конференции. Донецк, ДонНТУ, 2005. – т. 2. – С. 227-232.
5. Тернюк Н.Э., Луцкий С.В. Мера информации при исследовании технических систем// Вестник НТУ «ХПИ». Сборник научных трудов, 2006. – №38. – т.2. – С. 60-65.

Полступила в редакцию 15.06.2007

*Викладено основи нового наукового напрямлення теоретико-інформаційного підходу до аналізу розвитку технічних систем на етапах їх життєвого циклу з позиції основних положень теорії інформації.*

*Account summary foundation scientific direction theoretical information approach in to the analysis development technical system of the position theory information.*

УДК 621.3.018.6: 62-253.5

В. Г. Шевченко, А. Г. Попович

## РАСЧЕТ ЧАСТОТ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ С ЦЕЛЮ ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ И ОПТИМИЗАЦИИ ПРОЦЕССОВ КОНСТРУИРОВАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК МОНОКОЛЕС АВИАДВИГАТЕЛЕЙ

*Приведена методика конечноэлементного расчета частот собственных колебаний лопаток моноколес авиадвигателей. На основе теории колебаний проведено исследование возможных резонансных частот нежесткого элемента детали при ее механической обработке. Предложен метод отстройки от резонанса путем выбора частоты вращения инструмента.*

Предупреждение вредных последствий резонансных явлений является важной технической задачей. Актуальным аспектом этой задачи является определение частот собственных колебаний элементов конструкций. Знание собственных частот позволяет указать те режимы работы механизмов и машин, при которых не возникнут нежелательные резонансные явления.

Частоты периодических механических процессов, которые возникают в оборудовании, должны быть отдалены, насколько это возможно, от частот собственных колебаний соответствующих механических систем. Эта задача выполняется подбором рабочих режимов оборудования и оптимизацией его конструктивных параметров [1].

Отстройка деталей от опасных резонансов значительно снижает уровень динамических напряжений и, тем самым, повышает выносливость, надежность и долговечность деталей [2].

В авиадвигателях 5-го поколения находят широкое применение центробежные моноколеса компрессоров из титановых сплавов с высокой удельной прочностью [3]. Определение частотных характеристик лопаток моноколес в ходе конструкторской подготовки производства на опытных образцах связано с высокой стоимостью материалов и сложнейшей механической обработкой (5-координатное фрезерование). Рассчитать и спроектировать геометрию ступичной части и лопаток моноколеса, изготовить опытный образец, определить экспериментально частоты собственных колебаний и сопоставить их с частотами, которые могут возбуждаться в собранном узле (компрессоре) – эти операции следовало бы выполнять до тех пор, пока не будет выполнена поставленная выше задача. Поэтому представляет значительный интерес теоретический (прогнозирующий) расчет частот собственных колебаний лопаток моноколес. Применение численных методов и современной компьютерной техники может обеспечить хорошее совпадение

результатов таких расчетов с реальными значениями, полученными в эксперименте.

Ступица центробежного моноколеса является довольно жесткой по сравнению с телом лопатки, поэтому лопатку моноколеса можно рассматривать как балку сложной формы, жестко закрепленную в ступичную часть колеса. Граничным условием при решении задачи о колебаниях приняты нулевые перемещения узлов, принадлежащих воображаемому участку лопатки, по которому она сопрягается с телом колеса (рис. 1).

Определение частот собственных колебаний лопаток проводили в несколько этапов.

Построение геометрической модели лопатки выполнено на основании технического документа «профиль пера» (4500103001ПП) [4]. Затем файл с расширением \*.igs импортировался программой конечноэлементных расчетов ANSYS 8.0.

Задавались свойства материала лопатки: модуль упругости 1-го рода  $E = 1,15 \cdot 10^{11}$  Н/м<sup>2</sup> и плотность  $\rho = 4500$  кг/м<sup>3</sup>.

Для генерации конечноэлементной модели принят тип элемента SOLID 95, имеющий форму тетраэдра. Этот элемент может иметь любую пространственную ориентацию и используется при расчетах твердых тел произвольной формы (а не являющихся, к примеру, симметричными оболочками).

Генерация конечноэлементной сетки осуществлялась с помощью препроцессора (Preprocessor) автоматической разбивки. При этом указан максимальный длинновы размер конечного элемента 0,002 м. Конечноэлементная модель состояла из 5405 элементов, 11003 узлов (рис. 2).

После генерации сетки на модель наложено граничное условие: перемещения узлов сетки, принадлежащих поверхности, которая ограничивает геометрическое тело лопатки со стороны ступичной части колеса, невозможны.

Следующий этап – решение (Solution) задачи о колебаниях. Используется модальный анализ ме-



Рис. 1. Расчетная схема для моделирования

тодом Block Lanczos программы ANSYS. Расчет выполнен в системе единиц SI, поэтому при задании  $E$  в  $\text{Н/м}^2$  и  $\rho$  в  $\text{кг/м}^3$  величины собственных частот получены в герцах.

В технологическом процессе изготовления этого моноколеса при окончательном контроле имеется операция контроля частот собственных колебаний лопаток. Колесо устанавливается торцевыми шлицами на соответствующую подставку, прижимается с противоположной стороны гайкой (через шайбу), а между всеми лопатками колеса, кроме контролируемой, вставляются резиновые вклады-

ши (для демпфирования). Таким образом, ступичную часть колеса можно считать жесткой и неподвижной и влияние колебаний других лопаток на колебания контролируемой лопатки не учитывать.

Теоретическое (рассчитанное) значение частоты собственных колебаний лопатки по первой изгибной форме 2813 Гц находится в хорошем согласии с экспериментально определенным интервалом частот колебаний  $\nu_{1\text{эксп}} = 2813 \dots 2840$  Гц. Этот интервал был определен в производственных условиях с помощью устройства, включающего частотомер и пьезоэлектрический источник колебаний.

Таким образом, сформулированная модель с достаточной точностью отражает моделируемое явление. Поскольку полученные результаты хорошо согласуются с экспериментом, то описанную методику можно применять для определения частот собственных колебаний создаваемых лопаток моноколес.

Знание частот собственных колебаний конструкций, деталей и их элементов нужно не только для обеспечения их надежности и долговечности (т.е. при конструкторской подготовке и на стадии эксплуатации). Это знание полезно и в технологическом процессе их изготовления.



Рис. 2. Модель лопатки центробежного моноколеса:

а – схема задания граничных условий; б – конечноэлементная модель лопатки

В современном машиностроении существует задача обеспечения качества поверхностей нежестких деталей со сложной пространственной конфигурацией. Такими деталями, в частности, являются лопатки вентиляторов и компрессоров, лопатки моноколес. Из-за возникновения при обработке вредных вибраций качество обработанной поверхности часто не соответствует требованиям конструкторской документации. Таким образом, есть смысл рассмотреть колебания нежесткого элемента детали при его окончательной механической обработке, что и сделаем на примере высокоскоростного пятикоординатного фрезерования лопатки моноколеса.

Лопатка моноколеса представляет собой колебательную систему с распределенными параметрами. В результате конечноэлементной аппроксимации такой системы приходим к системе с  $N$  степенями свободы. От перемещений точек поверхности лопатки, расположенных в окрестности места контакта обрабатывающего инструмента-фрезы с деталью-лопаткой, будут зависеть точность и шероховатость поверхности готовой лопатки. Упомянутые перемещения зависят от узловых перемещений соответствующего участка конечноэлементной сетки.

Рассмотрим вынужденные колебания такой системы с конечным числом  $N$  степеней свободы. Матричное уравнение вынужденных колебаний имеет вид:

$$[a] \cdot \{\ddot{q}\} + [c] \cdot \{\dot{q}\} = \{Q\}, \quad (1)$$

где  $\{q\}$  – вектор (матрица-столбец)  $N$  обобщенных координат, которыми являются перемещения узлов системы от положения равновесия;

$[a]$  и  $[c]$  – матрицы обобщенных коэффициентов инерции и жесткости соответственно;

$\{Q\}$  – вектор обобщенных вынуждающих сил.

Силу резания при пятикоординатном фрезеровании следует записать как сумму двух периодических составляющих с периодами  $T/z$  и  $T$ , где  $T = 1/n$  – время одного оборота фрезы,  $s$ ;  $v$  – частота вращения фрезы,  $s^{-1}$ ;  $z$  – число зубьев фрезы. Частота первой составляющей силы  $zv$  определяется периодичностью последовательных силовых воздействий зубьев фрезы на обрабатываемый материал. Частота второй составляющей  $v$  связана с такими факторами, как: наличие у фрезы эксцентриситета (который, хотя и предельно мал, но при высокой частоте вращения может проявлять свое влияние), неодинаковое затупление зубьев фрезы (из-за многофакторности процесса обработки), в результате чего силовые воздействия зубьев могут несколько отличаться друг от друга. Обе эти составляющие силы резания изменяются по несинусоидальному закону, поскольку такая обработка является сложным процессом. А именно: площадь сечения срезаемого слоя сложным

образом зависит от угла поворота сферической фрезы по мере врезания ее зубьев в обрабатываемый материал; сила резания нелинейно зависит от изменяющейся формы сечения срезаемого слоя и т.д. Тогда и компоненты вектора обобщенных сил  $\{Q\}$  можно представить в виде суммы периодических несинусоидальных функций времени  $t$ :

$$Q_j = Q_j^{(1)} + Q_j^{(2)}, \text{ причем}$$

$$Q_j^{(1)}\left(t + \frac{T}{z}\right) = Q_j^{(1)}(t),$$

$$Q_j^{(2)}(t + T) = Q_j^{(2)}(t).$$

По методу главных координат [5] решения системы уравнений (1) ищем в виде:

$$\{q\} = [u] \cdot \{\eta\}, \quad (2)$$

где  $[u]$  – постоянная матрица амплитудных коэффициентов, найденная при рассмотрении задачи о собственных колебаниях механической системы;

$\{\eta\}$  – столбец искоемых решений в главных координатах.

Подставляя (2) в (1), умножая результат на  $[u]^T$  слева, получаем систему уравнений в главных координатах:

$$[M] \cdot \{\ddot{\eta}\} + [K] \cdot \{\eta\} = [u]^T \cdot \{Q\},$$

где  $[M] = [u]^T \cdot [a] \cdot [u]$  и

$[K] = [u]^T \cdot [c] \cdot [u]$  – диагональные матрицы главных коэффициентов инерции и жесткости соответственно.

Решения каждого из уравнений записанной диагональной системы находятся так же, как и соответствующие решения уравнений колебательной системы с одной степенью свободы:

$$M_j \ddot{\eta}_j + K_j \eta_j = \sum_{k=1}^N u_{kj} (Q_k^{(1)} + Q_k^{(2)}), \quad (3)$$

$$j = 1, 2, \dots, N,$$

$$\text{т.е. в виде } \eta = \eta_1 + \eta_2,$$

где  $\eta_1$  – общее решение соответствующего однородного дифференциального уравнения, оно имеет ограниченную амплитуду, и, если учесть трение, затухает ( $\eta_1 \rightarrow 0$  при  $t \rightarrow \infty$ );

$\eta_2$  – частное решение неоднородного уравнения.

Правая часть каждого из уравнений (3) является суммой двух функций

$$F(t) = F^{(1)}(t) + F^{(2)}(t) = \sum_{k=1}^N u_{kj} Q_k^{(1)} + \sum_{k=1}^N u_{kj} Q_k^{(2)},$$

удовлетворяющих условиям Дирихле, поскольку

$Q_k^{(1)}$  и  $Q_k^{(2)}$  на протяжении одного периода имеют конечное число максимумов и минимумов и точек разрыва 1-го рода. Тогда  $F(t)$  можно представить с помощью разложений в ряд Фурье:

$$F(t) = \frac{A_0^{(1)}}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (A_n^{(1)} \cos n\omega t + B_n^{(1)} \sin n\omega t) + \frac{A_0^{(2)}}{2} + \sum_{p=1}^{\infty} (A_p^{(2)} \cos pz\omega t + B_p^{(2)} \sin pz\omega t),$$

где  $A_n^{(1)} = \frac{2}{T} \int_0^T F^{(1)}(t) \cos n\omega t dt$

$$B_n^{(1)} = \frac{2}{T} \int_0^T F^{(1)}(t) \sin n\omega t dt,$$

$$A_p^{(2)} = \frac{2z}{T} \int_0^{T/z} F^{(2)}(t) \cos pz\omega t dt,$$

$$B_p^{(2)} = \frac{2z}{T} \int_0^{T/z} F^{(2)}(t) \sin pz\omega t dt,$$

$n, p = 1, 2, \dots$

Приведя подобные члены, перепишем выражение для  $F(t)$  в виде:

$$F(t) = \frac{A_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (A_n \cos n\omega t + B_n \sin n\omega t),$$

где  $A_0 = A_0^{(1)} + A_0^{(2)}$ ;

$A_n = A_n^{(1)}$  и  $B_n = B_n^{(1)}$ , если  $n$  не кратно  $z$ , и

$$A_n = A_n^{(1)} + A_{n/z}^{(2)} \text{ и } B_n = B_n^{(1)} + B_{n/z}^{(2)}, \quad (4)$$

если  $n$  кратно  $z$ .

Тогда решаемое уравнение

$$\ddot{\eta}_j + \omega_{0j}^2 \eta = \frac{1}{M_j} \sum_{k=1}^N u_{kj} Q_k \text{ примет вид:}$$

$$\ddot{\eta}_j + \omega_{0j}^2 \eta = \frac{a_{0j}}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_{nj} \cos n\omega t + b_{nj} \sin n\omega t),$$

где  $\omega_{0j} = K_j / M_j$ .

Из (4) вытекает, что большие значения имеют те  $a_n$  и  $b_n$ , для которых  $n$  кратно  $z$ . Поэтому более опасны с точки зрения возникновения резонанса те гармоники  $n\omega$ , у которых  $n$  кратно  $z$ .

Применяя принцип суперпозиции, находим:

$$\eta_j = \frac{a_{0j}}{2\omega_{0j}^2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_{nj} \cos n\omega t + b_{nj} \sin n\omega t}{\omega_{0j}^2 - (n\omega)^2},$$

где  $\omega_{0j}$  – собственные частоты колебаний системы.

Решение в исходных координатах:

$$q_j = \sum_{k=1}^N u_{jk} \eta_k.$$

При  $n\omega = \omega_{0j}$ , наступают резонансные колебания  $n$ -го порядка по  $j$ -й форме. Наиболее «вредными» являются колебания лопатки по  $j = 1$  первой (изгибной) форме, т.е. при  $n\omega = \omega_{01}$ .

Пример. Частота собственных колебаний по первой форме лопаток центробежного моноколеса двигателя АИ-450 составляет  $\nu_{1эксп} = 2813 \dots 2840$  Гц (разброс получен при экспериментальных измерениях), отсюда  $\nu_{1ср} = 2826$  Гц; значение, рассчитанное в ANSYS методом конечных элементов,  $\nu = 2813 \text{ с}^{-1}$ . Фреза при высокоскоростной обработке вращается с частотой 12000 об/мин, т.е.  $\nu = 200$  об/с. Тогда  $n\nu = 200, 400, 600, 800, \dots, 2400, 2600, 2800, 3000, 3200 \dots$  Здесь подчеркнуты те значения  $n\nu$ , для которых  $n$  кратно  $z = 4$ . В данном случае собственная частота достаточно удалена от этих более опасных значений. Однако видно, что  $14\nu \approx \nu_1$ .

Практический вывод заключается в том, что частоту вращения фрезы для отведения системы от резонансной области следует выбрать так:

$$\nu = \frac{\nu_1}{n_x + 1/2}, \quad (5)$$

где  $n_x$  выбрано из ряда натуральных чисел так, чтобы найденное  $\nu$  было как можно ближе к значению  $\nu_{техн}$ , рекомендуемому из технологических соображений. При этом особое внимание следует обращать на то, чтобы  $\nu_1$  была удалена от тех значений  $n\nu$ , для которых  $n$  кратно  $z$ .

В примере выше  $\nu_{техн} = 200$  об/с; выбирая  $n_x = 13$ , находим:

$$\nu = \frac{2826}{13 + 1/2} = 209 \text{ (об/с)},$$

тогда  $n\nu = 209, 418, 627, \dots, 2717, 2926, \dots$

Таким образом, собственная частота  $n_1$  будет лежать посередине между  $n_x\nu$  и  $(n_x+1)\nu$ .

В рассматриваемом случае

$$\frac{13\nu + 14\nu}{2} = \frac{2717 + 2926}{2} = 2822 \approx 2826 = \nu_{1ср} (\text{с}^{-1})$$

Или же, при  $n_x = 14$  имеем:

$$v = \frac{2826}{14+1/2} = 195 \text{ (об/с)},$$

тогда  $nv = 195, 390, 586, \dots, 2730, 2925, \dots$   
При этом

$$\frac{14v+15v}{2} = \frac{2730+2925}{2} = 2827,5 \approx 2826 = v_{1cp} \text{ (с}^{-1}\text{)}.$$

Заметим, что для расчета по формуле (5) можно использовать как значение частоты собственных колебаний лопатки, рассчитанное по методу конечных элементов, так и усредненное из экспериментально измеренных данных.

Еще одна практическая рекомендация. На окончательно чистовом проходе спирального высокоскоростного фрезерования с поверхности лопатки снимается очень малый припуск. Из-за этого частоты собственных колебаний лопатки по первой форме могут различаться – до снятия малого припуска и после снятия. Поэтому для улучшения предложенной методики отведения от резонанса можно рекомендовать следующее. Определить (теоретически и экспериментально) частоту собственных колебаний до и после снятия припуска. Рассчитать по формуле (5) соответствующие частоты вращения фрезы (эти значения будут незначительно отличаться друг от друга). С учетом того, что обработка лопатки выполняется по спирали, разделить

лопатку по высоте (при разработке программы для ЧПУ) на несколько участков и во время обработки постепенно изменять частоту вращения фрезы от участка к участку. Начальная частота вращения фрезы соответствует лопатке с малым припуском, конечная – лопатке с конструкторскими размерами. Малые изменения частоты вращения фрезы во время обработки не скажутся на шероховатости поверхности детали.

#### Перечень ссылок

1. Тимошенко С.П., Янг Д.Х., Уивер У. Колебания в инженерном деле (Пер. с англ.). – М.: Машиностроение, 1985. – 472 с.
2. Муравченко Ф.М., Шереметьев А.В. Обеспечение динамической прочности деталей авиационных ГТД при прогнозировании больших ресурсов // Вестник двигателестроения, 2002. – № 1. – С. 32-35.
3. Богуслаев В.А. и др. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД. – Запорожье: издат. ОАО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
4. Технический документ «Колесо центробежное. Профиль пера» (4500103001 ПП). – ЗМКБ «Прогресс» им. А.Г. Ивченко, 2000.
5. Василенко Н.В. Теория колебаний. – К.: Вища шк., 1992. – 430 с.

Поступила в редакцию 20.06.2007

*Наведено методику кінцевоелементного розрахунку частот власних коливань лопаток моноколів авіадвигунів. На основі теорії коливань проведено дослідження можливих резонансних частот нежорсткого елементу деталі при її механічній обробці. Запропоновано метод відведення від резонансу шляхом вибору частоти обертання інструменту.*

*A technique for finite-element computation of free-running frequencies of aero engine bling blades is presented. A research of potential resonance frequencies of non-rigid part during its mechanical treatment is made on the basis of a vibration theory. The method of avoiding from resonance mode via a choice of an instrument rotation frequency is proposed.*

УДК 621:681.5(075.8)

*А. Я. Качан, А. В. Богуслаев, С. Б. Беликов, Ю. Н. Внуков*

## **ИНФОРМАЦИОННЫЕ МОДЕЛИ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА И ПРОЧНОСТНОЙ НАДЕЖНОСТИ АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ**

*Представлена информационная модель взаимодействия основных этапов жизненного цикла авиационного двигателя и показано их влияние на его показатели качества. Предложена модель прочностной надежности двигателя, которая является основой для расчета его основных показателей качества при ресурсном проектировании.*

### **Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами**

Современное авиадвигателестроение является одной из наукоемких отраслей машиностроения, которое в своем эволюционном развитии прошло ряд последовательных этапов.

Характерной особенностью каждого из этапов является его соответствие определенной парадигме качества, под которой в широком смысле понимают как модель постановки и исследования проблемы, принятой в качестве образца и доминирующей на протяжении определенного периода.

На данном этапе мировая экономика переходит к новому информационному способу производства, в основе которого категория «качество» – информация о свойствах объекта.

Основными служебными свойствами такого наукоемкого объекта, как авиационный двигатель, являются: конструкционная прочность, ресурс, живучесть, безопасность, – которые определяют совокупностью взаимосвязанных процессов последовательного изменения его состояния от начала разработки – проектирования и до окончания его эксплуатации – утилизации, т.е. жизненным циклом изделия (ЖЦИ). Поэтому на каждом из этапов ЖЦИ решают соответствующие задачи, связанные с обеспечением показателей качества на достаточно высоком уровне.

### **Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем**

Создание авиационного двигателя начинают с проведения маркетинга рынка, экономических исследований, положительные результаты которых затем определяют последующий этап проектирования. Проектирование включает в себя также ряд последовательных подэтапов – от разработки технического задания до разработки рабочей документации.

На современном этапе основными направлениями развития авиационных двигателей являются повышение уровня их служебных характеристик и экономичности, что обеспечивается уже на этапе

проектирования.

Перспективным методом обеспечения высокого уровня указанных характеристик авиационного двигателя является ресурсное проектирование. Основная концепция данного метода состоит в проектировании на полный назначенный ресурс с одновременным обеспечением высокого уровня безотказности.

Разработке и развитию методов ресурсного проектирования деталей авиационного двигателя посвящен целый ряд работ [1-5].

Однако при разработке методов ресурсного проектирования, как нам представляется, не в полной мере учитывалось то, что категория «качество» – это информация о свойствах объекта, которая предопределяет применение новых информационных технологий при решении задач на этом этапе.

Известные модели прочностной надежности деталей авиационного двигателя [1-5] для обеспечения высокого уровня их безотказности не в полной мере охватывали все факторы, а также их взаимодействие, которые в комплексе определяют их ресурс и надежность.

**Цель работы** – разработка информационных моделей влияния основных этапов ЖЦИ на его показатели качества и прочностной надежности детали при ресурсном проектировании.

### **Содержание и результаты исследования**

Информационную модель взаимодействия этапов жизненного цикла авиационного двигателя и их влияние на показатели его качества можно представить в виде двух геометрических спиралей, эквидистантно расположенных относительно друг друга, где внешняя спираль отражает взаимодействия основных этапов ЖЦИ, а внутренняя – охватывает показатели качества (рис. 1).

Внешняя геометрическая спираль начинается с маркетинга рынка, экономических исследований и последующих этапов: проектирования; технологической подготовки производства; производства; контроля; испытаний; поставки заказчику, – это первый виток ЖЦИ. Каждый из перечисленных эта-

пов вносит свой непосредственный вклад в информационное поле показателей качества авиационного двигателя: конструкционную прочность, ресурс, живучесть и безопасность.

При этом формируется высокий уровень показателей качества. Информационное поле показателей качества расположено во внутреннем контуре первого витка геометрической спирали показателей качества (см. рис. 1).

Второй виток внешней геометрической спирали

взаимодействия основных этапов ЖЦИ включает: эксплуатацию, техническое обслуживание, восстановительный ремонт, хранение и утилизацию. Характер взаимодействия этапов ЖЦИ на этом витке спирали представлен на схеме (см. рис. 1).

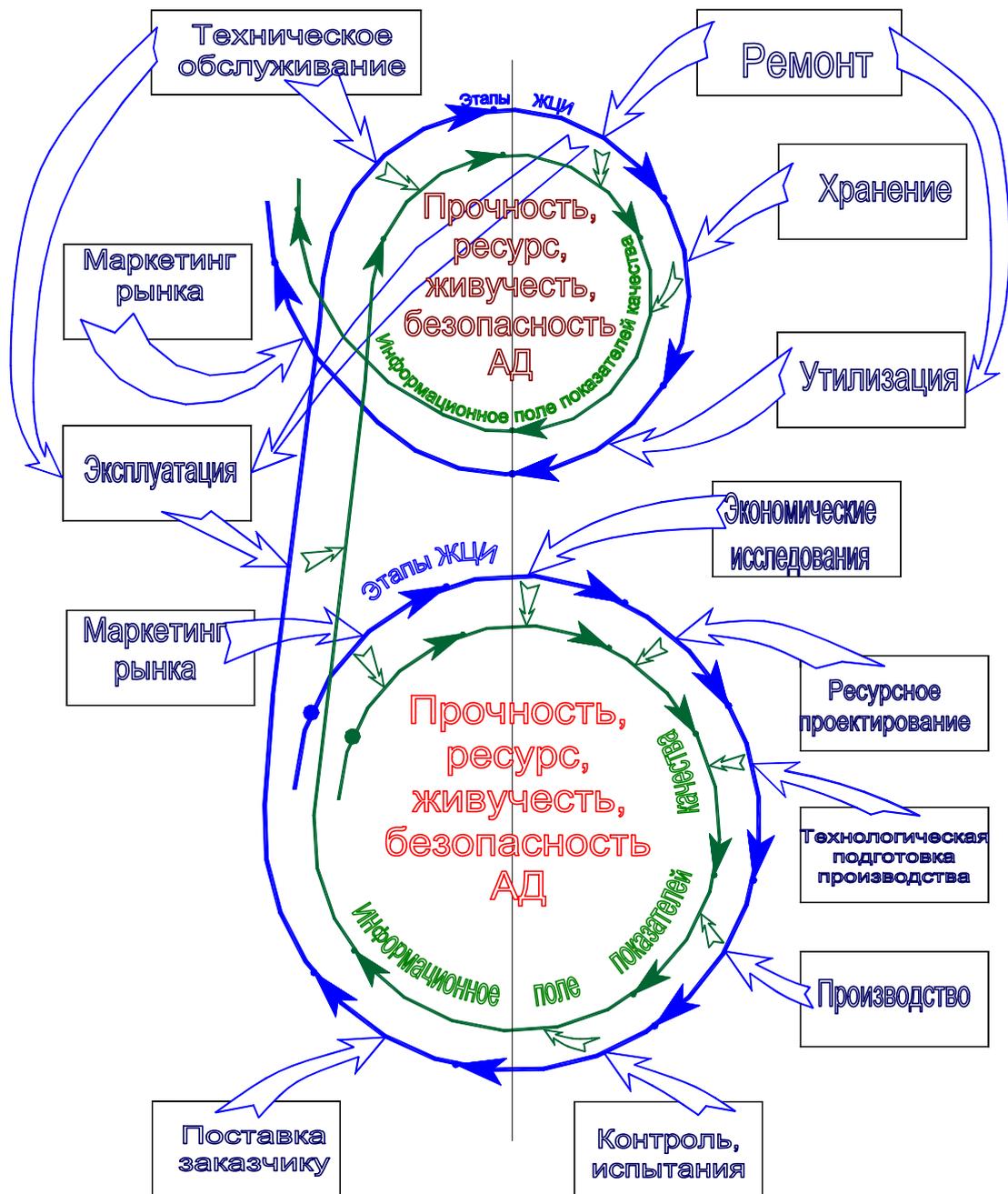


Рис. 1. Информационная модель жизненного цикла авиационного двигателя

Информационное поле показателей качества авиационного двигателя на втором витке внутренней спирали также находится во внутреннем контуре этого витка, и зависит от этапов ЖЦИ на втором витке внутренней геометрической спирали.

Информационное поле показателей качества на втором витке по площади меньше информационного поля показателей качества первого витка, что свидетельствует о снижении уровня показателей качества в процессе длительной эксплуатации авиационного двигателя.

Последующий виток информационной геометрической спирали прогресса показателей качества авиационного двигателя начинается также с маркетинга рынка, но после утилизации и т. д. (см. рис. 1).

Нагрузки, воздействующие на основные детали, зависят от режимов работы авиационного двигателя и имеют сложный, переменный во времени характер, который определяется его полетным циклом.

Обобщенный полетный цикл современного авиационного двигателя представлен на рис. 2.

Длительность стационарных режимов достигает до 70 % от общей наработки авиационного двигателя.

Напряжения в деталях в современных высокооборотных двигателях достигают до 1300.....1350 МПа.

Неравномерность нагрева лопаток турбины приводит к возникновению температурных напряжений, которые составляют до 30% от суммарных

напряжений.

Переходные режимы работы авиационного двигателя также характеризуются значительной долей температурных напряжений, вследствие различных скоростей охлаждения и нагрева различных частей массивных дисков турбины.

Таким образом, основные детали авиационного двигателя в процессе работы испытывают сложное, трехмерное напряженное состояние, которое изменяется в процессе работы двигателя.

Основным комплексом повреждающих и взаимовлияющих друг на друга факторов, определяющих ресурс основных деталей авиационного двигателя, следует считать:

- кратковременную и длительную прочность;
- малоцикловую изотермическую и термомеханическую усталость;
- многоцикловую усталость от вибрационных воздействий на деталь;
- коррозионный и эрозионный износ, являющийся очагом зарождения трещин усталости.

Из указанных факторов преобладающими для авиационных двигателей являются длительная прочность и малоцикловая усталость деталей.

При ресурсном проектировании расчетные исследования температурного состояния (ТС) и напряженно-деформированного состояния (НДС) деталей являются обязательными.

Модель прочностной надежности детали авиационного двигателя можно представить как взаимодействие моделей: температурного состояния, нагружения, материала, влияния технологии, ча-

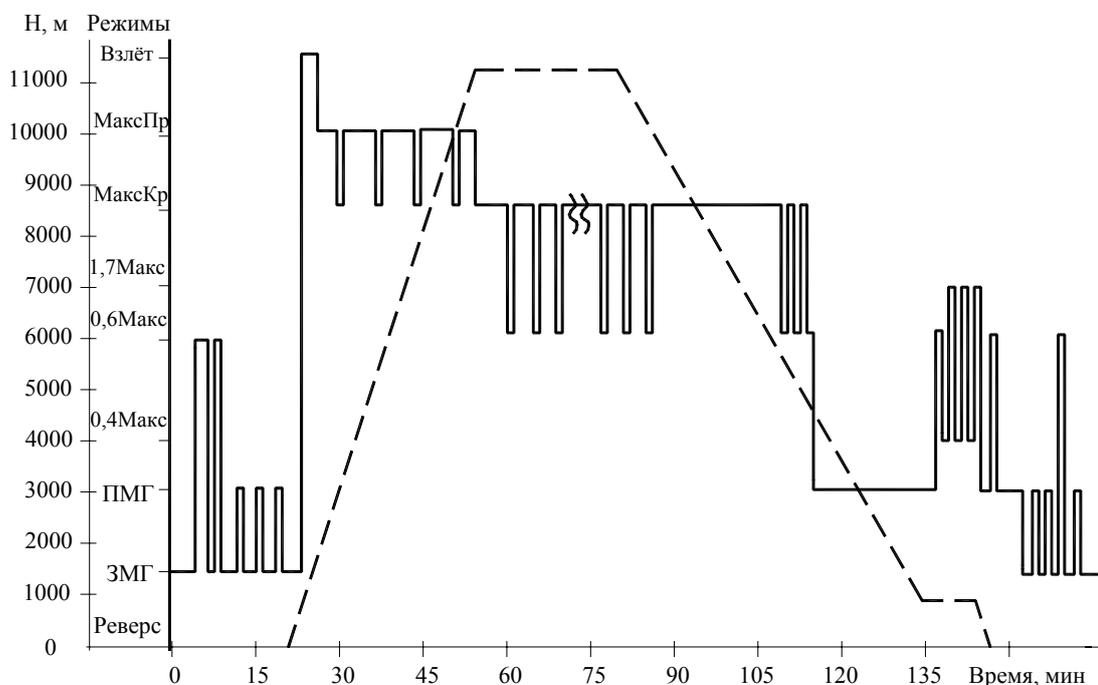


Рис. 2. Обобщенный полетный цикл авиационного двигателя

стоты и формы вибрационных колебаний, различное сочетание которых определяют модели НДС, разрушения и долговечности (рис. 3).

Модели НДС, разрушения и долговечности позволяют расчетным путем определить информационное поле показателей прочностной надежности детали, которое включает: установление и продление ресурса; прогнозирование остаточного ресурса; живучесть и безопасность.

Комплекс указанных взаимообуславливающих информационных показателей позволяет осуществлять проектирование деталей и авиационного двигателя в целом на заданный ресурс и безопасность.

Опыт проектирования новых авиационных двигателей в ГП ЗМКБ «Прогресс» и ОАО «Мотор Сич»

показывает, что применяемые расчетные методы и методики достоверно прогнозируют ресурсы деталей с учетом влияния материалов, конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов в соответствии с представленной информационной моделью прочностной надежности (см. рис. 3).

Таким образом, компьютерное моделирование вместо стендовых испытаний, основанное на предложенной модели прочностной надежности детали, еще на этапе ресурсного проектирования позволяет в разы сократить временные и материальные затраты, а также объемы опытной доводки при создании новых авиационных двигателей.

**Перспективы дальнейших исследований**

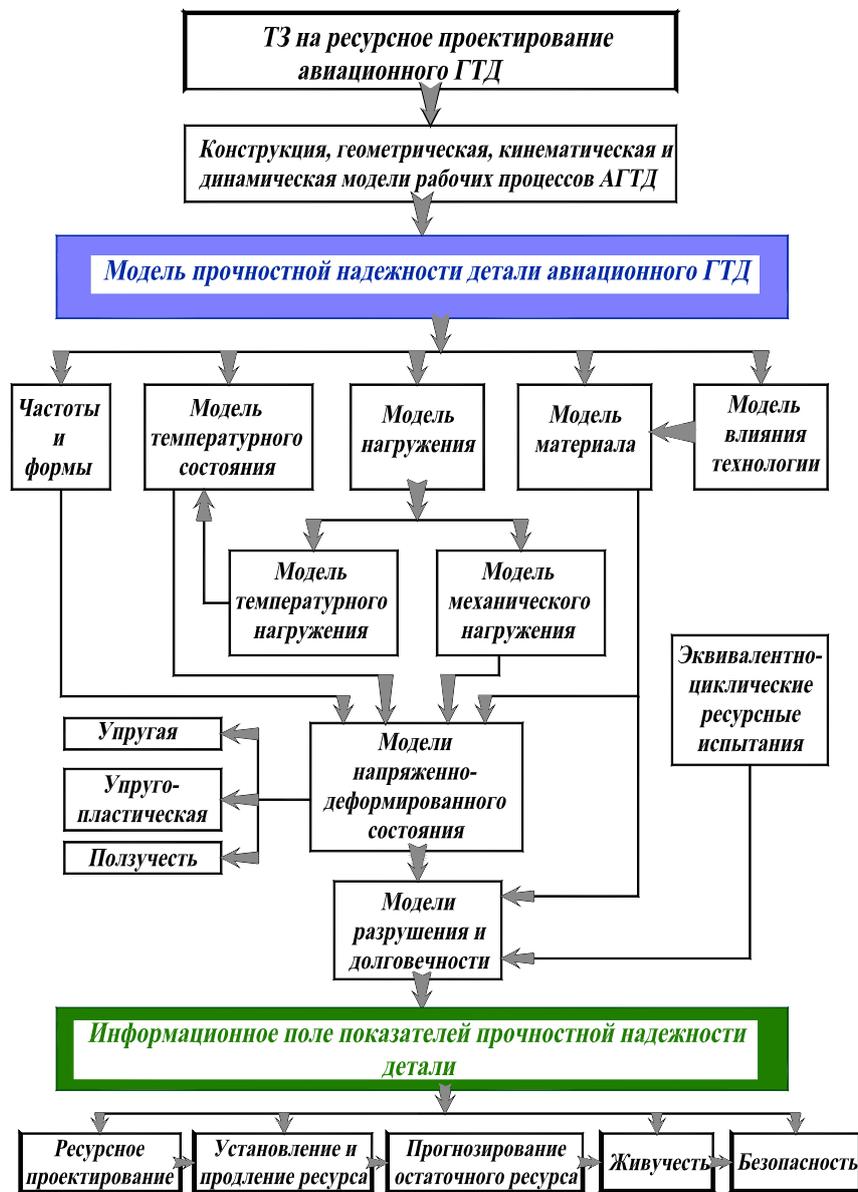


Рис. 3. Структурная схема информационной модели прочностной надежности детали авиационного двигателя

Дальнейшие исследования должны быть направлены на уточнение предложенных информационных моделей и получения количественных критериев для оценки влияния каждого из этапов ЖЦИ на комплекс показателей качества авиационного двигателя.

### Выводы

Предложенные информационные модели жизненного цикла и прочностной надежности авиационного двигателя позволяют разрабатывать интегрированные технологии обеспечения показателей качества на каждом из этапов ЖЦИ, начиная с этапа ресурсного проектирования.

### Перечень ссылок

1. Ресурсное проектирование авиационных ГТД. Руководство для конструкторов. Вып.1. Общие принципы ресурсного проектирования и модели долговечности материалов и деталей авиационных ГТД. – М.: ЦИАМ, 1989. – 208с. (Тр.ЦИАМ № 1253).
2. Биргер И.А. Основы ресурсного проектирования // Механика и научно-технический прогресс. В 4-х т. Т.4. Приложение механики к задачам технологии. – М.: Наука, 1988. – С.174-180.
3. Ресурсное проектирование авиационных ГТД. Руководство для конструкторов. Вып.3. Модели расчета напряженно-деформированного состояния и долговечности элементов авиационных ГТД. – М.: ЦИАМ, 1991. – 372 с. (Тр.ЦИАМ № 1273).
4. Темис Ю.М., Соборнов М.В. Автоматизация проектирования деталей роторов на основе расчета напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов // Проблемы прочности. – 1982. – №8.
5. Болотин В.В. Ресурс машин и конструкций. – М.: Машиностроение, 1990. – 448 с.

*Поступила в редакцию 20.06.2007*

*Представлено інформаційну модель взаємодії основних етапів життєвого циклу авіаційного двигуна та показано їх вплив на його показники якості. Запропоновано модель міцнісної надійності двигуна, яка є основою для розрахунків показників якості при ресурсному проектуванні.*

*The information model of the GTE' life cycle stages is shown. The new model of GTE's strength reliability as basis for quality parameters calculation at design time is offered.*

УДК 621.432:629.7.03

М. П. Марков, А. С. Морозов

**ДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ АВИАЦИИ ОБЩЕГО НАЗНАЧЕНИЯ**

*В статье изложены результаты расчётов и проектно-конструкторских работ по поршневному двигателю для авиации общего назначения. Приведены технические данные двигателя, его преимущества и проблемные вопросы.*

В мире сейчас летает более 300000 самолётов и вертолётов авиации общего назначения (или «малой» авиации).

«Малая» авиация – это большой бизнес. Она есть и развивается в Украине. Только над созданием легких вертолётов у нас работает, по крайней мере, 4 коллектива. Лёгкие и сверхлёгкие самолёты разрабатывают, строят и продают еще большее число предприятий.

Однако у всех наших разработчиков среди множества проблем есть одна общая – отсутствие отечественного двигателя. Или, точнее, семейства двигателей.

Двигатели иностранного производства очень дороги.

ГП «Ивченко-Прогресс» уже участвует в развитии АОН, создав ГТД АИ-450 мощностью 465 л.с. и активно сотрудничая с разработчиками вертолётов (ООО «КБ Аэрокоптер», г. Полтава, ООО «КБ Вертикаль», г. Киев). Но для дальнейшего интенсивного развития «малой» авиации нужны двигатели мощностью 100...450 л.с. В этом диапазоне мощностей пока что непревзойдёнными по эффективности являются поршневые двигатели (ПД). Поэтому наши конструкторы и обратились к этой теме, можно сказать, возвратились к истокам «Прогресса», когда были созданы АИ-4, АИ-10, АИ-12, АИ-14...

Большинство из существующих авиационных ПД выполнены по хорошо отработанной оппозитной схеме, и сделать двигатель изначально конкурентоспособным, по нашему мнению, можно на основе новой идеи, новой схемы. Такая идея появилась в 2003 году. Автор её – Юрий Витальевич Ужаровский (г. Херсон). Он со своими единомышленниками построил работающую модель двигателя и подтвердил реальность самой идеи и возможность создать полноразмерный двигатель.

Схема двигателя показана на рис. 1.

Идея состоит в том, что четырёхтактный цикл осуществляется в цилиндре, расположенном радиально во вращающемся блоке и в нужный момент цилиндр, с перемещающимся в нём поршнем, подходит к свече зажигания, выхлопному каналу, впускному каналу («столовая самообслуживания»). Полный цикл в каждом из цилиндров происходит при повороте блока на 120° (вариант 7-ми

цилиндрового блока) или, мы говорим, в рабочем секторе 120°. При этом направление вращения коленвала и блока цилиндров совпадает.

Таким образом, за один оборот блока цилиндров в каждом из цилиндров происходит 3 четырёхтактных цикла.

Согласование оборотов коленвала и блока цилиндров осуществляется планетарным редуктором, передаточное отношение которого определяется по формуле:

$$j = 2m + 1,$$

где  $m$  – число рабочих секторов, целое число.

Преобразование возвратно-поступательного движения поршней во вращательное движение коленвала осуществляется кривошипно-шатунным механизмом (КШМ) с одним главным и прицепными шатунами (КШМ звездообразного двигателя).

Особенность такого четырёхзвенного механизма состоит в различии кинематики поршней главного и прицепных шатунов, состоящей, в частности, в некотором различии в величинах ходов поршней ( $S$ ) и, значит, степеней сжатия в цилиндрах.

Для выполнения кинематического расчета КШМ разработана методика и программа расчета траекторий движения характерных точек  $C_1, C_i, B_i$  т. е. определены зависимости:

$$X_{C1} = f(\alpha); \quad Y_{C1} = f(\alpha);$$

$$X_{Ci} = f(\alpha); \quad Y_{Ci} = f(\alpha);$$

$$X_{Bi} = f(\alpha); \quad Y_{Bi} = f(\alpha);$$

где  $X, Y$  – координаты характерных точек в прямоугольной неподвижной системе координат;

$\alpha$  – угол поворота коленвала;

$C_1, C_i$  – оси поршневого пальца главного шатуна и  $i$ -го поршневого пальца прицепного шатуна;

$B_i$  – ось  $i$ -го пальца прицепного шатуна;

$i = 2...7$  – номер прицепного шатуна.

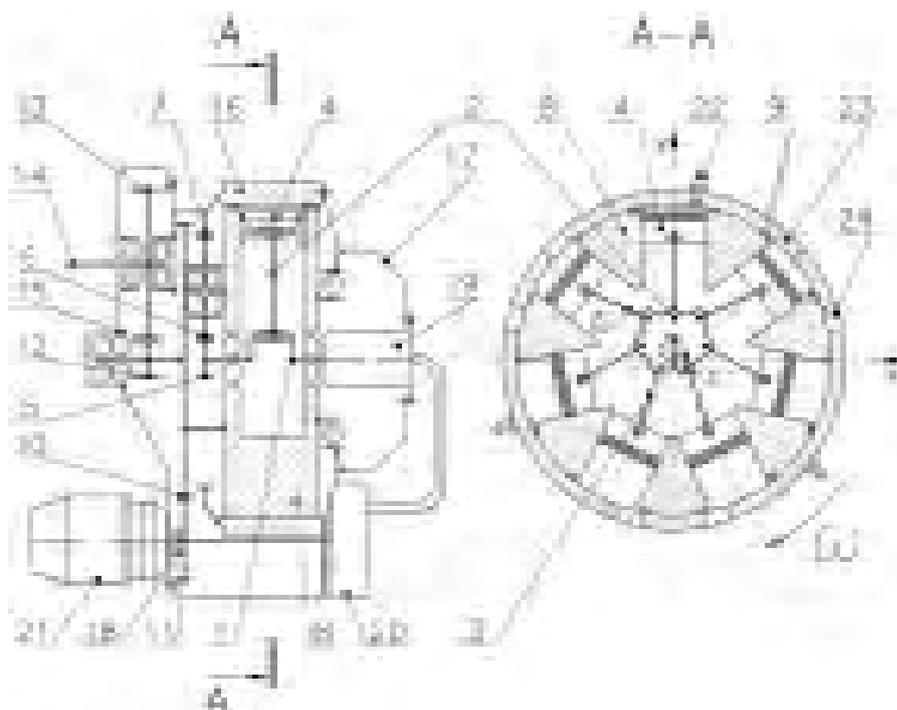


Рис. 1. Схема двигателя:

1 – коленвал; 2 – главный шатун; 3 – прицепной шатун (6 шт.); 4 – поршень (7 шт.); 5 – центральное зубчатое колесо планетарного редуктора ( $Z_1$ ); 6 – сателлит ( $Z_2$ , 3 шт.); 7 – колесо зубчатое внутреннего зацепления ( $Z_3$ ); 8 – вращающийся блок цилиндров; 9 – уплотнительные кольца; 10 – ведущее зубчатое колесо привода агрегатов ( $Z_4$ ); 11 – зубчатое колесо привода маслососа ( $Z_5$ ); 12 – ведущее зубчатое колесо выходного редуктора ( $Z_6$ ); 13 – ведомое зубчатое колесо выходного редуктора ( $Z_7$ ); 14 – выходной вал; 15 – корпус передний; 16 – корпус; 17 – корпус задний; 18 – обгонная муфта; 19 – маслофильтр; 20 – маслосос; 21 – электростартер; 22 – свеча зажигания (6 шт.); 23 – выхлопное окно (3 шт.); 24 – впускное окно (3 шт.);  $\omega$  – направление вращения коленвала (1) и блока цилиндров (8)

Зная эти зависимости, определяются скорости и ускорения, необходимые для динамического расчета.

В ходе кинематического расчета решалась задача минимизации разницы ходов поршней в цилиндрах:

$$\Delta S = S_1 - S_i,$$

где  $S_1$  – ход поршня главного шатуна;

$S_i$  – ход поршня  $i$ -го прицепного шатуна.

Исходя из конструктивных соображений и расчетов, длина прицепного шатуна  $\ell$  принята:

$$\ell = \text{const} = 79 \text{ мм},$$

Наиболее целесообразно минимизировать разницу ходов поршней в цилиндрах за счёт изменения радиуса расположения оси пальца  $i$ -го прицепного шатуна (см. рис. 1).

Расчетные значения будут:

$$r_2 = r_7 = 40,90 \text{ мм};$$

$$r_3 = r_6 = 41,25 \text{ мм};$$

$$r_4 = r_5 = 40,21 \text{ мм};$$

тогда:

$\Delta S_{1-2} = \Delta S_{1-7} = 0,025 \text{ мм}$  – разность ходов 1 и 2, 1 и 7 поршней;

$\Delta S_{1-3} = \Delta S_{1-6} = 0,510 \text{ мм}$  – разность ходов 1 и 3, 1 и 6 поршней;

$\Delta S_{1-4} = \Delta S_{1-5} = 0,025 \text{ мм}$  – разность ходов 1 и 4, 1 и 5 поршней.

Полученные результаты удовлетворительны, разница ходов поршней практически не скажется на величине степени сжатия в цилиндрах. Результаты расчетов приведены на рис. 2.

Исследование кинематики и особенностей конструкции двигателей с другим количеством цилиндров, противоположным направлением вращения коленвала и блока цилиндров – более общая задача, которую мы пока не решали. Представленный к рассмотрению двигатель проектируется применительно к существующему двухместному вертолёту АК1-3 («КБ Аэрокоптер», г. Полтава).

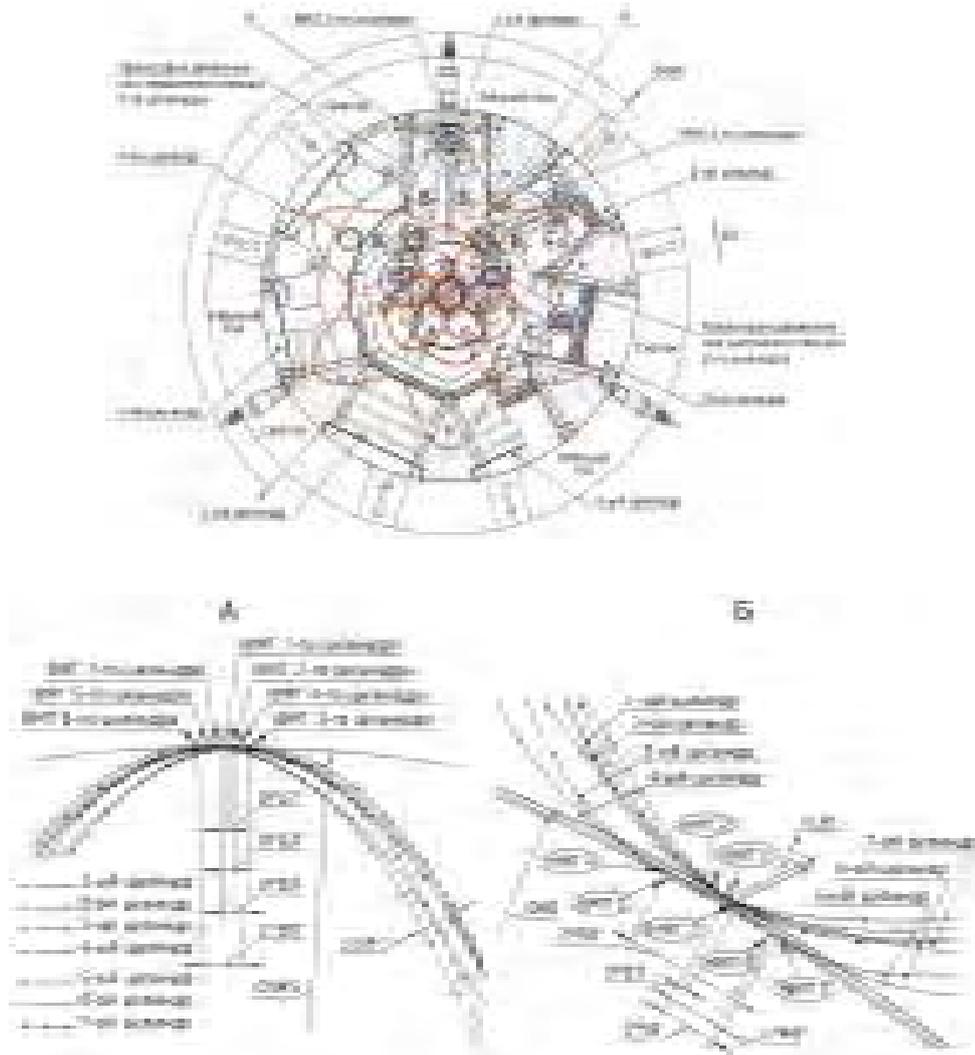


Рис. 2. Траектории движения характерных точек

Технические данные двигателя:

- взлётная (максимальная) мощность (расчетная, в условиях МСА)	- 166 л.с.
- число цилиндров	- 7
- диаметр цилиндра	- 72 мм
- ход поршня	- 52 мм
- рабочий объём	- 1500 см <sup>3</sup>
- степень сжатия	- 10,5
- обороты коленвала относительно блока	- 12000 об/мин
- обороты блока цилиндров	- 2000 об/мин
- обороты выходного вала	- 500...2000 об/мин
- охлаждение	- жидкостное
система запуска	- электростартер
- горючее	- бензин АИ-95
- сухая масса	- 70...75 кг

Одновременно этот двигатель является одним из предполагаемого мощного ряда для АОН (90...100 л.с.; 150...160 л.с.; 240...250 л.с.).

Преимущества двигателя:

- отсутствие традиционного для четырёхтактного ПД механизма газораспределения, что значительно упрощает и удешевляет двигатель;

- меньшее сопротивление потоку на впуске и выпуске (отсутствуют клапаны, большая площадь впускных и выпускных каналов). Уменьшение гидравлических потерь, повышение степени наполнения цилиндров;

- меньшее количество свечей зажигания и агрегатов топливopитания;

- отсутствие маховика. Маховиком является блок цилиндров (снижение массы, большая равномерность крутящего момента);

- большинство деталей – тела вращения. Простота изготовления;

- возможность ступенчатого регулирования за счёт отключения одного или двух рабочих секторов;

- возможность создавать многорядные конструкции (по аналогии с многорядными «звездами»).

Одной из особенностей двигателя является интегрированный в его конструкцию выходной редуктор с переменным передаточным отношением (за счёт подбора пары зубчатых колес  $Z_6$  и  $Z_7$ , см. рис. 1), что позволяет его использовать как для самолётов, так и для вертолётов. Размещая двигатель вертикально, можно отказаться от главного редуктора вертолётa, что значительно упростит и облегчит конструкцию всего летательного аппарата.

Проблемные вопросы:

- наличие дополнительных элементов газового уплотнения (колец) потребует их доводки. Хотя в роторно-поршневых двигателях («ванкели») уплотнительные элементы работают в более тяжёлых условиях и конструкция их более сложная;

- при движении поршней во вращающихся цилиндрах будут возникать дополнительные инерционные силы, что усложнит картину нагружения де-

талей и, соответственно, их расчёт и доводку;

- большая площадь теплоизлучения приведёт к снижению термического к.п.д.;

На рис. 3 показан внешний вид двигателя. Трёхмерная модель создана по рабочим чертежам.

Выполненные расчёты, проектно-конструкторские работы, экспертные оценки специалистов, предполагаемые технологические возможности убеждают нас в работоспособности двигателя и успехе проекта в целом.



Рис. 3. Общий вид двигателя

Поступила в редакцию 22.07.2007

*У статті викладено результати розрахунків і проектно-конструкторських робіт з поршневого двигуна для авіації загального призначення. Наведено технічні дані двигуна, його переваги й проблемні питання.*

*The present article describes the results of calculations and design and research works on a GA piston engine. The engine technical data, its advantages and problem items have been also represented.*

УДК 621.43, 621.95, 621.923.

**В. В. Кутырев, П. Д. Жеманюк, С. И. Шанькин, И. Л. Гликсон****ДЕТЕРМИНИРОВАННЫЕ И СТАТИСТИЧЕСКИЕ  
ЗАПАСЫ ПРОЧНОСТИ ДИСКОВ АВИАЦИОННЫХ  
ДВИГАТЕЛЕЙ**

*Особенностью авиационных двигателей является необходимость сочетания высоких рабочих параметров и низкого удельного веса, надёжности конструкции и высокой прочности материалов. Оптимальное сочетание этих условий может быть реализовано при использовании вероятностно-статистических подходов, применяемых для оценки запасов прочности основных деталей двигателей. Предложены методы определения статистических запасов по напряжениям, разрушающей частоте вращения и циклической долговечности дисков.*

Запасом прочности является отношение повреждающего или разрушающего параметра (далее разрушающего), определяющего состояние конструкции в целом или в локальной зоне, к соответствующим нагрузкам, действующим в рабочих условиях. Запасы по повреждающим и разрушающим параметрам материалов и конструкций (остаточным деформациям, разрушающей частоте вращения, местным напряжениям и циклической долговечности дисков) являются основными критериями их прочностной надёжности, под которой предполагается отсутствие отказов, связанных с разрушением или недопустимыми деформациями элементов конструкции [1].

В процессе проектирования, доводки и эксплуатации двигателей были созданы нормативные требования, регламентирующие порядок определения механических характеристик материалов, методы расчета, допускаемые величины расчетных и экспериментальных запасов. Нормативные требования к прочности деталей и допускаемые величины запасов разрабатывались и назначались, главным образом, путем обобщения многолетнего опыта проектирования, доводки и эксплуатации. Допускаемые запасы прочности дисков являются детерминированными величинами, которые не накладывают должным образом ограничений на особенности материалов и конструкций, не учитывают статистические распределения разрушающих параметров и действующих нагрузок и не связаны с количественной оценкой достоверности [1].

В современном двигателестроении напряжения в конструкциях достигают предельных значений, при этом используются более прочные материалы, что без учета особенностей конструкции, характеристик материала и их статистического распределения приводит к непредсказуемому разрушению [2]. Поэтому внедрение вероятностно-статистических подходов при оценке прочностной надёжности авиационных двигателей является актуальным.

Повреждающими параметрами конструкций и материалов, из которых они изготовлены, являются характеристики, вызвавшие необратимые повреждения, не нарушающие работоспособности изделий и допускаемые нормативными документами. Повреждающими и разрушающими параметрами материала являются минимальные значения механических характеристик: пределы текучести, кратковременной и длительной прочности. Повреждающими параметрами дисков – частота вращения до начала образования допускаемых остаточных деформаций, логарифм числа циклов до образования трещин допускаемых размеров. Разрушающими параметрами – разрушающая частота вращения и логарифм числа циклов до разрушения диска.

Действующими нагрузками являются частота вращения ротора, значения напряжений (деформаций) или их размахов в критических элементах конструкций и соответствующие им циклы нагружения.

Факторами, влияющими на прочность и долговечность дисков, являются механические характеристики материала, их рассеяние, конструктивные и технологические особенности. Интервалы характеристик, оценивающих влияние этих факторов, а также их коэффициенты вариации находятся в широких пределах [5, 7]:

- коэффициенты, оценивающие форму меридионального сечения и наличие концентраторов напряжений при прогнозировании разрушающей частоты вращения  $\kappa_{\phi} = 0,92 \div 1,0$  ;

- отношение разрушающих частот вращения и долговечностей к их расчетным величинам

$$a_n = n_{\gamma} / n_p = 0,8 \div 1,1 \quad ,$$

$$a_{\lg N_{\gamma}} = \lg N_{\gamma} / \lg N_f = 0,83 \div 1,13 \quad ;$$

- отношение пределов текучести к пределам прочности  $\sigma_{0,2} / \sigma_{\sigma} = 0,6 \div 0,9$  ;

- коэффициенты вариации механических характеристик  $v_{\sigma_{0,2}} = 2 \div 8\%$ ,  $v_{\sigma_g} = 1,5 \div 5,0\%$ ,  $v_{\psi} = 6 \div 30\%$ ;

- коэффициенты вариации повреждающих и разрушающих (далее разрушающих) параметров конструкции, разрушающих частот вращения  $v_n = 1 \div 4\%$  и циклической долговечности  $v_{lg N_3} = 2 \div 12$ .

Широкие интервалы значений этих коэффициентов свидетельствуют о том, что допускаемые детерминированные запасы прочности, установленные равными для разных типов дисков, обуславливают их неодинаковую прочностную надежность. Вследствие этого расчетные запасы иногда должны быть выше, а в ряде случаев могут быть ниже допускаемых величин. Для подтверждения достаточности расчетных запасов прочности проводятся разгонные или циклические испытания дисков и определяются их экспериментальные запасы.

При наличии результатов испытаний конструктивных прототипов для оценки прочности вновь проектируемых дисков могут использоваться прогнозируемые запасы. Если определены коэффициенты вариации разрушающих параметров и действующих нагрузок, то могут быть определены вероятностно-статистические (далее статистические) запасы.

**Расчетный запас** прочности определяется следующим образом:

$$K_{\eta p} = \eta_p / \zeta_{\max}, \quad (1)$$

где  $\eta_p$  – расчетное значение разрушающего параметра конструкции;

$\zeta_{\max}$  – максимальные действующие нагрузки, соответствующие заявленным в паспорте двигателя параметрам.

**Экспериментальный запас** прочности определяется как:

$$K_{\eta 3}^* = \eta_3 / \zeta_{\max}, \quad (2)$$

где  $\eta_3$  – экспериментальное значение разрушающего параметра, полученное при испытаниях или эксплуатации.

Среднее значение экспериментальных запасов определяется по результатам испытаний или эксплуатации нескольких экземпляров конструкции:

$$\bar{K}_{\eta 3}^* = \bar{\eta}_3 / \zeta_{\max}, \quad (3)$$

где  $\bar{\eta}_3$  – среднее значение разрушающих параметров.

**Скорректированный экспериментальный**

**запас**  $K_{\eta 3}$  определяется для испытуемого диска, механические характеристики материала которого отличаются от их минимальных значений, и условия, при которых был определен разрушающий параметр, отличаются от условий эксплуатации.

Запас  $K_{\eta 3}$  корректируется следующим образом:

$$K_{\eta 3} = (\eta_3^{\phi} / \zeta_{\max}) \xi_{\eta}, \quad (4)$$

где  $\eta_3^{\phi}$  – значение разрушающего параметра, полученное для диска, имеющего фактические свойства, в условиях испытаний, отличающихся от условий эксплуатации;

$\xi_{\eta}$  – коэффициент соответствия, который определяется как отношение разрушающих параметров (расчетных, прогнозируемых или статистических), определенных для диска с минимальными свойствами в условиях нагружения при эксплуатации и испытаниях.

Минимальные значения механических характеристик определяются на основе статистической обработки результатов испытаний образцов, вырезанных из разных зон дисков, испытанных при разных температурах (при их всестороннем исследовании). Фактические значения – по данным испытаний образцов, вырезанных из технологического припуска диска, при приемо-сдаточном контроле.

**Прогнозируемый запас** прочности определяется следующим отношением:

$$K_{\eta n} = \eta_n / \zeta_{\max}, \quad (5)$$

где  $\eta_n$  – прогнозируемое значение разрушающего параметра, которое определяется расчетом, и корректируются отношением экспериментальных разрушающих параметров к их расчетным величинам, полученным для прототипов. При известных расчетных запасах прогнозируемые запасы прочности определяются как:

$$K_{\eta n} = K_{\eta p} a_{\eta}, \quad (6)$$

где  $a_{\eta} = \eta_3 / \eta_p$  – оценка отношений экспериментальных разрушающих параметров к их расчетным величинам.

**Статистический экспериментальный запас** определяется следующим образом [1]:

$$K_{\eta \xi}^c = \eta_{\min}^c / \zeta_{\max}^c, \quad (7)$$

где  $\eta_{\min}^c$  – минимальное значение разрушающего параметра и  $\zeta_{\max}^c$  – максимальное значение действующей нагрузки, определенных с использованием статистических закономерностей их распределения (оценок их средних величин и среднеквад-

ратических отклонений) и заданной вероятности совершения события и доверительной вероятности.

Оценки действующих нагрузок зависят от условий эксплуатации двигателей и определяются при обработке лент регистрации программы полетов. Для авиационных двигателей максимальные значения действующих нагрузок регламентированы техническими параметрами двигателя и, как правило, детерминированные значения выше, чем их статистические величины. Если разрушающие параметры распределены по нормальному закону, а действующие нагрузки меньше их регламентированных значений  $\zeta_{\max}^c \leq \zeta_{\max}$ , то статистический запас прочности определяется с использованием оценок разрушающих параметров, полученных экспериментальным путем, или средних значений экспериментальных запасов и коэффициентов вариации разрушающих параметров:

$$K_{\eta_3}^c(S_3) = \frac{\bar{\eta}_3 - \kappa_{\eta_3} S_{\eta_3}}{\zeta_{\max}}, \quad (8)$$

$$K_{\eta_3}^c(v_3) = \frac{\bar{\eta}_3}{\zeta_{\max}} (1 - \kappa_{\eta_3} v_{\eta_3}), \quad (9)$$

$$K_{\eta_3}^c(v_3) = \bar{K}_{\eta_3}^* (1 - \kappa_{\eta_3} v_{\eta_3}), \quad (10)$$

где  $\kappa_{\eta_3}$  – односторонние толерантные коэффициенты, которые выбираются в соответствии с вероятностью совершения события, доверительной вероятностью прогноза и объемами выборок, на основании которых определены статистические оценки разрушающих параметров;

$S_{\eta_3}$  – среднеквадратическое (стандартное) отклонение и  $v_{\eta_3} = S_{\eta_3} / \bar{\eta}_3$  – коэффициент вариации разрушающих параметров.

**Статистический прогнозируемый запас** определяется при наличии результатов испытаний дисков-прототипов. В этом случае средние значения экспериментальных запасов могут быть заменены прогнозируемыми запасами  $\bar{K}_{\eta_3}^* = K_{\eta_n}$ , а коэффициенты вариации разрушающих параметров – коэффициентами вариации отношений экспериментальных разрушающих параметров к их расчетным величинам  $v_{\eta_3} = v_{\eta_a}$ . Статистический прогнозируемый запас определяется следующим образом:

$$K_{\eta_n}^c(v_a) = K_{\eta_n} (1 - \kappa_{\eta_a} v_{\eta_a}), \quad (11)$$

$$K_{\eta_n}^c(v_a) = K_{\eta_p} a_{\eta} (1 - \kappa_{\eta_a} v_{\eta_a}). \quad (12)$$

**Статистический расчетный запас** определяется с использованием расчетных запасов и их корректирующих коэффициентов. В этом случае статистический расчетный запас определяется следующим образом:

$$K_{\sigma_p}^c(v_{\Sigma}) = K_{\sigma_p} a_{\eta} (1 - \kappa_{\eta} v_{\Sigma}), \quad (13)$$

где  $v_{\Sigma}$  – усредненные коэффициенты вариации разрушающих параметров конструкций или механических характеристик материалов.

Коэффициенты вариации соответствующих разрушающих параметров конструкций определяются в результате их испытаний, контроля состояния в эксплуатации и при ремонте, принимаются на основании эксплуатации прототипов, или используются усредненные значения.

### Запасы по напряжениям

В инженерной практике широкое распространение получила оценка прочности конструкций с использованием запасов прочности по напряжениям. На основании этих запасов ограничивают уровни окружных или радиальных напряжений в дисках турбомашин в ободу, полотне или ступице. При этом регламентируются их допускаемые величины, методы расчета и условия определения механических характеристик материала.

Анализ напряженного состояния ряда конструкций показал, что для дисков рабочих колес характерно наличие значительной разницы напряжений по ширине ( $h$ ) обода. В таких случаях рекомендуется проводить расчеты с использованием осесимметричных конечно-элементных моделей, и ограничивать уровень номинальных напряжений в зонах концентрации напряжений. При определении запасов по напряжениям, действующим в зонах расположения концентраторов напряжений, принимаются наибольшие номинальные напряжения  $\sigma_1(r, h) = \max[\sigma_r(r, h), \sigma_{\theta}(r, h)]$ , которые определяются по теории пластин и оболочек или решением осесимметричной задачи методом конечных элементов.

Для дисков турбин с сильно развитой ступицей имеет место значительная объемность напряженного состояния. При определении запасов по напряжениям, действующим в ступице, принимается интенсивность напряжений  $\sigma_i$ , которая определяется решением осесимметричной задачи методом конечных элементов:

В большинстве случаев запасы рассчитываются по минимальным значениям пределов прочности материала, а действующие напряжения определяются для наиболее тяжелых режимов полет-

ного цикла. Минимальные значения пределов кратковременной прочности материала  $\sigma_g = \bar{\sigma}_g - 3S_{\sigma_g}$  определяются по результатам испытаний стандартных образцов в рабочем диапазоне температур, где  $\bar{\sigma}_g$  и  $S_{\sigma_g}$  – средние значения пределов прочности материалов и их среднеквадратические отклонения.

При отсутствии статистических оценок, определенных в рабочем диапазоне температур, могут быть использованы средние значения пределов прочности, полученные по результатам испытаний нескольких образцов в рабочем диапазоне температур и коэффициенты вариации, усредненные на основе испытаний образцов при разных температурах. В этом случае статистический запас местной прочности определяется следующим образом:

$$K_{\sigma}^c = \frac{\bar{\sigma}_g(1 - 3v_{\sigma})}{\sigma_1}, \quad (14)$$

$$K_{\sigma}^c = \frac{\bar{\sigma}_g(1 - 3v_{\sigma})}{\sigma_i}. \quad (15)$$

#### Запасы по разрушающей частоте вращения

Для дисков авиационных двигателей и наземных стационарных установок наряду с другими критериями прочности используются запасы по разрушающей частоте вращения [3].

Расчетные запасы  $K_{g1}$  и  $K_{g2}$  определяются из соотношений [4]:

$$K_{g1} = n_1 / n_{\max}, \quad (16)$$

$$K_{g2} = n_2 / n_{\max}, \quad (17)$$

$$K_g = \min[K_{g1}, K_{g2}], \quad (18)$$

где  $n_1$  и  $n_2$  – разрушающие частоты вращения дисков при потере их несущей способности по меридиональному или цилиндрическому сечениям, соответственно, рассчитанные методом предельного равновесия, при использовании минимального значения предела прочности материала;

$n_{\max}$  – максимальная частота вращения ротора на рабочем или аварийном режиме работы двигателя, установленная в паспорте двигателя или на основе обработки данных полетов.

Экспериментальный запас и среднее значение экспериментального запаса по разрушающей частоте вращения диска определяются следующими отношениями:

$$K_{g3} = n_g / n_{\max}, \quad (19)$$

$$\bar{K}_{g3} = \bar{n}_g / n_{\max}, \quad (20)$$

где  $n_g$  – разрушающая частота вращения диска, имеющего минимальные значения механических характеристик материала, при температурном состоянии, соответствующем рабочему режиму полетного цикла (или аварийной раскрутке ротора).

Прогнозируемый запас по разрушающей частоте вращения диска определяется следующим образом:

$$K_{gn} = n_n / n_{\max}, \quad (21)$$

где  $n_n$  – прогнозируемая разрушающая частота вращения диска, рассчитанная методом предельного равновесия и корректирующих коэффициентов, полученных на основе испытаний конструктивных прототипов [5].

При наличии результатов испытаний прототипов прогнозируемые запасы  $K_{gn}$ , определяются как:

$$K_{gn} = K_{gp} a_n, \quad (22)$$

где  $a_n$  – оценка отношений экспериментальных разрушающих частот вращения (без корректировки фактических свойств до уровня их минимальных значений) к их расчетным величинам (с использованием средних значений пределов прочности материала).

Статистический экспериментальный  $K_{g3}^c$  или статистический прогнозируемый  $K_{gn}^c$  запасы по разрушающей частоте вращения диска определяются следующими отношениями:

$$K_{g3}^c = n_g^{\min} / n_{\max}, \quad (23)$$

$$K_{gn}^c = n_n^{\min} / n_{\max}, \quad (24)$$

где  $n_g^{\min}$  и  $n_n^{\min}$  – минимальная экспериментальная и минимальная прогнозируемая разрушающая частота вращения диска, соответствующая нижнему толерантному пределу ее распределения.

Статистические экспериментальные запасы определяются с использованием среднего значения экспериментального запаса и коэффициентов вариации разрушающих параметров конструкции:

$$K_{g3}^c(v_{n_g}) = \bar{K}_{g3}(1 - \kappa_{n_g} v_{n_g}). \quad (25)$$

Для типовых конструкций и материалов, могут быть использованы коэффициенты вариации отношений разрушающих частот вращения к их рас-

четным величинам  $v_{na}$  и толерантные коэффициенты, полученные для прототипов. В этом случае  $\kappa_{n\bar{a}} v_{n\bar{a}} = 3 v_{na}$  и статистические прогнозируемые запасы определяются следующим образом:

$$K_{en}^c(v_{na}) = K_{en}(1 - 3 v_{na}), \quad (26)$$

$$K_{en}^c(v_{na}) = K_{ep} a_n (1 - 3 v_{na}). \quad (27)$$

### Запасы по циклической долговечности

Расчетные запасы по циклической долговечности определяются как отношение логарифмов чисел циклов:

$$K_{lg N_f} = lg N_f / lg N_H, \quad (28)$$

$$\bar{K}_{lg N_f} = lg \bar{N}_f / lg N_H, \quad (29)$$

где  $N_f$  или  $\bar{N}_f$  рассчитанные по формуле Мэнсона значения циклической долговечности диска для условного цикла нагружения, которые определяются с использованием минимальных (28) или средних (29) значений предела кратковременной прочности и относительного сужения [6];

$N_H$  – ресурс диска в условных циклах.

Экспериментальный запас и среднее значение экспериментального запаса по циклической долговечности диска до образования в нем трещин допускаемых размеров (далее до образования трещин) определяется как отношение логарифмов чисел циклов следующим образом:

$$K_{lg N_{\bar{a}}} = lg N_{\bar{a}} / lg N_H, \quad (30)$$

$$\bar{K}_{lg N_{\bar{a}}} = lg \bar{N}_{\bar{a}} / lg N_H. \quad (31)$$

где  $N_{\bar{a}}$  – число условных циклов нагружения, выдержанных диском до образования в нем трещин.

Экспериментальный запас и среднее значение экспериментального запаса по циклической долговечности до разрушения диска определяется как отношение логарифмов чисел циклов:

$$K_{lg N_{\Sigma}} = lg N_{\Sigma} / lg N_H, \quad (32)$$

$$\bar{K}_{lg N_{\Sigma}} = lg \bar{N}_{\Sigma} / lg N_H, \quad (33)$$

где  $N_{\Sigma}$  – максимальное число условных циклов нагружения, выдержанных диском до его разрушения.

При наличии результатов испытаний или эксплуатации конструктивных прототипов, прогнозируемые запасы  $K_{lg N_{\bar{a}}}^n$  и  $K_{lg N_{\Sigma}}^n$  определяются следующим образом:

$$K_{lg N_{\bar{a}}}^n = \bar{K}_{lg N_f} a_{lg N_{\bar{a}}}, \quad (34)$$

$$K_{lg N_{\Sigma}}^n = \bar{K}_{lg N_f} a_{lg N_{\Sigma}}, \quad (35)$$

где  $a_{lg N_{\bar{a}}} = \bar{lg} N_{\bar{a}} / lg \bar{N}_f$  и  $a_{lg N_{\Sigma}} = \bar{lg} N_{\Sigma} / lg \bar{N}_f$  – оценки отношений экспериментальных долговечностей (без корректировки фактических свойств до уровня их минимальных значений) к их расчетным величинам (определенным по формуле Мэнсона с использованием средних значений характеристик  $\bar{\sigma}_e$  и  $\bar{\psi}$ ).

Статистические экспериментальные запасы по циклической долговечности до образования в нем трещин  $K_{lg N_{\bar{a}}}^c$  и до разрушения диска  $K_{lg N_{\Sigma}}^c$  определяются следующими отношениями:

$$K_{lg N_{\bar{a}}}^c = lg N_{\bar{a}}^{\min} / lg N_H, \quad (36)$$

$$K_{lg N_{\Sigma}}^c = lg N_{\Sigma}^{\min} / lg N_H, \quad (37)$$

где  $lg N_{\bar{a}}^{\min}$  и  $lg N_{\Sigma}^{\min}$  – логарифмы чисел минимальных экспериментальных долговечностей диска до образования в нем трещин и до разрушения, соответствующие нижним пределам распределения этих величин.

Если известны коэффициенты вариации логарифмов чисел до образования трещин  $v_{lg N_{\bar{a}}}$  или до разрушения  $v_{lg N_{\Sigma}}$ , то статистические экспериментальные запасы находятся как:

$$K_{lg N_{\bar{a}}}^c = \bar{K}_{lg N_{\bar{a}}} (1 - \kappa_{lg N_{\bar{a}}} v_{lg N_{\bar{a}}}), \quad (38)$$

$$K_{lg N_{\Sigma}}^c = \bar{K}_{lg N_{\Sigma}} (1 - \kappa_{lg N_{\Sigma}} v_{lg N_{\Sigma}}), \quad (39)$$

где  $\kappa_{lg N_{\bar{a}}}$  и  $\kappa_{lg N_{\Sigma}}$  – толерантные коэффициенты.

Статистические прогнозируемые запасы определяются следующим образом:

$$K_{lg N_{\bar{a}}}^{cn} = \bar{K}_{lg N_f} a_{lg N_{\bar{a}}} (1 - \kappa_{lg N_{\bar{a}}} v_{lg N_{\bar{a}}}), \quad (40)$$

$$K_{lg N_{\Sigma}}^{cn} = \bar{K}_{lg N_f} a_{lg N_{\Sigma}} (1 - \kappa_{lg N_{\Sigma}} \bar{v}_{lg N_{\Sigma}}), \quad (41)$$

где  $\bar{v}_{lg N_{\Sigma}}$  и  $\bar{v}_{lg N_{\Sigma}}$  – полученные для конструктивных прототипов усредненные коэффициенты вариации логарифмов экспериментальных долговечностей или отношений логарифмов экспериментальных долговечностей к их расчетным величинам.

#### Выводы

Предложены методы определения прогнозируемых и статистических запасов по напряжениям, разрушающей частоте вращения и циклической долговечности дисков авиационных двигателей.

Прогнозируемые запасы определяются на основе расчетных запасов, скорректированных с использованием средних отношений экспериментальных параметров к их расчетным величинам.

Статистические прогнозируемые запасы – с использованием прогнозируемых запасов и усредненных коэффициентов вариации отношений экспериментальных разрушающих параметров к их расчетным величинам.

#### Перечень ссылок

1. Биргер И.А., Шорр Б.Ф., Иосилевич Г.Б. Расчет на прочность деталей машин. М.: Машиностроение, 1979. – 702 с.
2. Шанявский А.А. Безопасное усталостное разрушение элементов авиаконструкций. Синергетика в инженерных приложениях / Уфа: Монография. – 2003. – 803 с.
3. Жеманюк П.Д., Кутырев В.В., Гликсон И.Л., Шанькин С.И. Критерии несущей способности дисков турбомашин // Вестник двигателестро-

ения, 2006. – №2. – С. 38-41.

4. Демьянушко И.В., Биргер И.А. Расчет на прочность вращающихся дисков. – М.: Машиностроение, 1978. – 247с.
5. Кутырев В.В., Петров Е.В. Прогнозирование предельного состояния дисков турбомашин // Конверсия в машиностроении, 2005. № 4-5. – С. 116-119.
6. Кутырев В.В., Петров Е.В. Прогнозирование ресурса дисков компрессоров газотурбинных двигателей // Конверсия в машиностроении, 2004. – № 5. – С. 50-54.
7. Кутырев В.В., Захарова Т.П. Закономерности малоциклового усталости дисков авиационных двигателей // Конверсия в машиностроении, 2005. – №3. – С. 58-60.

Поступила в редакцию 11.06.2007

*Особливістю авіаційних двигунів є поєднання високих робочих параметрів і низької питомої ваги, надійності конструкції та високої міцності матеріалів. Оптимальне поєднання цих вимог може бути здійснене при використанні вірогідно-статистичних підходів, які застосовуються для оцінки запасів міцності основних деталей двигунів. Запропоновано методи визначення статистичних запасів по напруженням, руйнівній частоті обертання та циклічній довговічності дисків.*

*A specific feature of an aircraft engine is the requirement of high operating parameters in combination with low density, high reliability and strength of materials. The optimum combination of these requirements can be implemented when using probabilistic-statistical concepts as applied to computations of safety factors of the main engine components. This paper describes methods of calculation of statistical margins for discs stress, rotational speed resulting in failure and cyclic life.*

УДК 621.431.75.001.57

*В. А. Богуслаев, О. Н. Бабенко, Д. В. Павленко, Е. Я. Корневский*

## ВЛИЯНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ АВИАЦИОННЫХ ВРД НА ВИБРОЧАСТОТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА

*Приведены результаты исследования влияния длительной наработки лопаток компрессора на частоту собственных колебаний по первой изгибной форме при наличии абразивного изнашивания.*

В подавляющем большинстве случаев – 35.....40 % от общего количества разрушений рабочих лопаток компрессоров авиационных воздушно-реактивных двигателей носит чисто усталостный характер [1] и происходит из-за смещения регулируемых частот собственных колебаний лопаток в близлежащую резонансную область. Причиной этому является неравномерный абразивный износ пера, сопровождающийся изменением его основных геометрических параметров: толщины, ширины и длины, – определяющих положение центра массы лопатки относительно заземленной части в диске.

Учитывая актуальность проблемы, были проведены исследования, в задачу которых входило определение влияния наработки на частоту собственных колебаний лопаток компрессора по первой изгибной форме при наличии абразивного износа пера, и разработка методики прогнозирования характера и степени изменения частоты в зависимости от изменения его геометрических характеристик с помощью регрессионных моделей связи между ними.

Исследовали рабочие лопатки 1-й ступени компрессора высокого давления турбовентиляторного двигателя Д-36 в количестве 79 штук с наработкой 2000 часов, изготовленные по серийной технологии из титанового сплава BT8.

Заготовки лопаток получали штамповкой. Основные операции формирования геометрии пера при механической обработке: двукратное холодное вальцевание, обеска по контуру, подгонка профиля у хвостовика и окончательное ручное полирование. Твердость материала в заготовке составляла 28.....36 HRC.

Регулируемая в производстве частота собственных колебаний готовых лопаток – первая изгибная форма, ограниченная пределами: нижним 1000 и верхним – 1160 Гц.

При исследовании измеряли частоту собственных колебаний по первой изгибной форме и факторы – основные геометрические характеристики, определяющие положение центра массы колеблю-

щейся части лопатки: длину пера, толщины входной и выходной кромок, максимальную толщину профилей и размеры хорд в трех контрольных сечениях – у хвостовика, в средней части и у периферии. Схема измерения факторов показана на рис. 1.

Для сравнения исследовали комплект проверенных и отрегулированных по частоте готовых лопаток без наработки до и после шлифования торцов пера в роторе компрессора, что позволило установить степень влияния изменения его длины на частоту и принять последнюю в качестве исходной.

Замеры частоты выполняли на электродинамическом вибраторе ВЭДС-200 с гидравлической системой крепления лопаток. За окончательную ее величину принимали среднее значение трех замеров, выполняемых с перезакреплением лопатки после каждого измерения.

Для измерения геометрических факторов использовали методику и технические средства, предусмотренные серийной технологией. При этом, точность измерения не меньше, чем в десять раз, превышала величину их рассеяния в комплекте, что способствовало выявлению корреляционной связи между переменными с высокой степенью надежности.

Средние значения замеренных величин и другие характеристики их распределения в пределах комплекта представлены в табл. 1. Там же приведены, оговоренные чертежом, номинальные значения и допускаемые отклонения принятых геометрических факторов и частоты.

После изготовления частота собственных колебаний лопаток по первой изгибной форме не выходила за установленные границы безопасности – 1000 и 1160 Гц, но группировалась ближе к нижней резонансной области. Ее минимальная величина в комплекте составляла 1001, максимальная – 1072 Гц при среднем значении 1024 Гц и рассеянии 71 Гц соответственно.

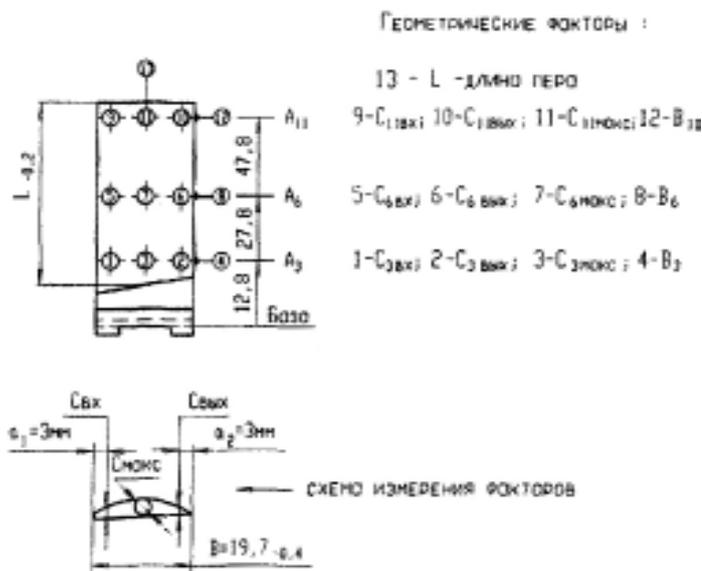


Рис. 1. Расположение геометрических факторов на пере исследуемых лопаток компрессора

Все замеренные геометрические факторы, определяющие полноту пера, у замка приближались к нижним предельным значениям, у периферии – к верхним, что способствует более длительному сохранению их в пределах полей допусков при наличии неравномерного абразивного износа, прогрессирующего к периферии, вследствие увеличения окружной скорости и проявления центробежного эффекта при распределении абразивных частиц в потоке по сечению воздушного тракта. Одновременно это увеличивает запас по регулируемой частоте при явной тенденции к повышению ее в эксплуатации и приближении к верхней резонансной области.

В результате шлифования лопаток в роторе компрессора, средняя длина пера в комплекте ступени уменьшилась на 0,626 мм – с 49,150 до 48,524 мм, а частота повысилась на 28 Гц. При этом, ее рассеяние увеличилось с 71 до 100 Гц, что можно объяснить наличием допускаемого биения пазов для крепления лопаток в дисках компрессора соответственно и снятием неравномерного припуска с торцов пера при шлифовании.

У лопаток с наработкой среднее значение частоты в комплекте составляло 1077 Гц, что на 25 Гц выше, чем у новых после шлифования торцов пера, но при несколько меньшем рассеянии, составляющем 82 Гц.

Как показали метрологические исследования, причиной повышения частоты являлось изменение геометрических характеристик лопаток, определяющих полноту пера, а также, соответственно, и положение центра массы по длине лопатки, вследствие абразивного износа.

После эксплуатации длина пера оказалась на 0,17 мм меньше, чем у лопаток без наработки при

значительно меньшем рассеянии ее в комплекте, не превышающем 0,12 мм, что в определенной степени способствовало уменьшению рассеяния частоты.

В результате износа кромок по всей длине пера, произошло весьма существенное, прогрессирующее к периферии уменьшение размеров хорд. В третьем сечении – у хвостовика, ее средняя величина в объеме комплекта составляла 19,3 мм, что соответствует нижнему предельному значению и на 0,23 мм меньше, чем у лопаток без наработки. В средней части пера – в шестом сечении, хорда уменьшилась на 0,38 мм, по сравнению с лопатками без наработки, и вышла за нижнюю границу поля допуска на 0,11 мм.

В одиннадцатом сечении – у периферии, износ в направлении хорды достигал 1,49 мм при ее среднем значении в комплекте 19,06 мм, что на 0,24 мм меньше нижнего предельного значения. Изменение геометрии зафиксировали и при измерении максимальной толщины пера –  $S_{\text{макс}}$ . По сравнению с лопатками без наработки (табл. 1) среднее значение в третьем сечении оказалось меньшим на 0,03 мм; в шестом – на 0,032 мм; в одиннадцатом – на 0,04 мм, при рассеянии не превышающем допускаемых отклонений.

Как видно из приведенных данных, в результате износа на прикомлевом участке, прилегающем к хвостовику, происходит, близкое к эквидистантному, утонение пера, заметно прогрессирующее пропорционально увеличению окружной скорости у периферии.

При измерении толщины входной кромки в третьем и одиннадцатом сечениях не было установлено ее существенного уменьшения. В шестом сечении она оказалась на 0,08 мм меньшей, чем у

Таблица 1 – Результаты исследования лопаток компрессора до и после наработки

Допускаемые значения и основные характеристики распределения частоты и факторов	Частота, Гц	Факторы, мм						
		Сечение Аз-Аз						
	$f$	$C_{звх}$	$C_{звых}$	$C_{змакс}$	$B_3$			
После изготовления								
Среднее арифметическое	1051,81	1,624	0,931	2,050	19,526			
Среднее квадратичное	20,5796	0,030	0,039	0,110	0,104			
Наибольшее в выборке	1110	1,70	1,00	2,10	19,66			
Наименьшее в выборке	1010	1,56	0,85	1,95	19,16			
Величина рассеяния	100	0,14	0,15	0,15	0,50			
Допускаемое максимальное значение	1160	1,75	1,00	2,09	19,70			
Допускаемое минимальное значение	1000	1,63	0,88	1,97	19,30			
Поле допуска	160	0,12	0,12	0,12	0,40			
После наработки								
Среднее арифметическое	1076,82	1,620	0,980	2,020	19,303			
Среднее квадратичное	15,0269	0,046	0,051	0,021	0,131			
Наибольшее в выборке	1100	1,70	1,10	2,08	19,70			
Наименьшее в выборке	1027	1,52	0,89	1,96	19,10			
Величина рассеяния	82	0,18	0,21	0,12	0,60			
Факторы, мм					Длина пера $L$ , мм			
Сечение А <sub>6</sub> -А <sub>6</sub>			Сечение А <sub>11</sub> А <sub>11</sub>					
$C_{бвх}$	$C_{бвых}$	$C_{бмакс}$	$B_6$	$C_{11вх}$		$C_{11вых}$	$C_{11макс}$	$B_{11}$
После изготовления								
1,315	0,744	1,640	19,567	0,911	0,530	1,070	19,505	48,520
0,037	0,033	0,029	0,029	0,049	0,033	0,038	0,065	0,075
1,37	0,85	1,70	19,65	0,98	0,60	1,13	19,63	48,61
1,23	0,67	1,58	19,40	0,80	0,45	0,94	19,27	48,40
0,16	0,18	0,12	0,25	0,18	0,15	0,19	0,36	0,21
1,40	0,80	1,67	19,70	0,93	0,53	1,10	19,70	48,55
1,28	0,68	1,55	19,30	0,77	0,37	0,94	19,30	48,35
0,12	0,12	0,12	0,40	0,16	0,16	0,16	0,40	0,20
После наработки								
1,280	0,770	1,608	19,190	0,910	0,560	1,030	19,060	48,350
0,041	0,053	0,028	0,189	0,046	0,041	0,034	0,245	0,027
1,37	0,82	1,68	19,70	0,98	0,50	1,10	19,55	48,42
1,16	0,62	1,55	18,95	0,78	0,48	0,93	18,67	48,30
0,21	0,25	0,13	0,75	0,20	0,18	0,17	0,88	0,12

лопаток без наработки. При этом, во всех сечениях, кроме одиннадцатого, рассеяние размеров выходило за нижнюю границу полей допусков. Размеры выходной кромки во всех сечениях пера увеличились, по сравнению с лопатками без наработки, с одновременным увеличением рассеяния, в том числе и в направлении верхних границ полей допусков. Подобное противоречивое явление можно объяснить значительным износом кромок пера

в направлении хорд и смещением мест замеров, оговоренных чертежом, к оси лопатки, т.е. к более утолщенной части профиля. Это требует уточнения существующей методики измерения толщины кромок, предусматривающей выполнение замеров как до, так и после наработки на фиксированном расстоянии от постоянной конструкторской базы, не подвергающейся абразивному износу. По данным частотной и метрологической информации, полу-

ченной при исследовании новых лопаток, была разработана линейная регрессионная модель связи регулируемой в производстве частоты и геометрических факторов для прогнозирования характера и степени изменения ее в эксплуатации при наличии абразивного износа пера, которая имеет вид:

$$f = 238,983 + 287,326 C_{3\text{вх}} + 207,736 C_{3\text{вых}} + 1,118 C_{3\text{макс}} + 28,081 B_3 - 37,901 C_{6\text{вх}} + 75,508 C_{6\text{вых}} + 263,578 C_{6\text{макс}} + 15,182 B_6 - 40,643 C_{11\text{вх}} - 196,571 C_{11\text{вых}} - 188,555 C_{11\text{макс}} - 17,058 B_{11} - 9,424 L, \quad (1)$$

где  $f$  – прогнозируемая частота собственных колебаний по первой изгибной форме в Гц, а индексы при геометрических факторах, соответствуют номеру контрольного сечения пера (рис. 1).

Значимость коэффициентов уравнения регрессии, а соответственно и существенность влияния принятых факторов на резонансную частоту лопаток, устанавливали сравнением расчетных и табличных значений критерия Стьюдента. Адекватность модели проверяли по  $F$  – критерию Фишера [2, 3], в пользу которой свидетельствуют и обобщенные показатели тесноты связи частоты и факторов – небольшая остаточная дисперсия  $S^2_{ад} = 203,45 \text{ Гц}^2$  и высокий коэффициент множественной корреляции  $R = 0,774$ . Его значимость подтверждается с вероятностью  $P = 0,99$  соблюдением равенства:

$$t_R > t_T^P, \quad (2)$$

где  $t_R = \frac{|R|}{\sqrt{1-R^2}} \sqrt{m-n-1} = 9,858$  – расчетная величина критерия Стьюдента;

табличное значение критерия Стьюдента для числа степеней свободы  $k = m - n - 1 = 65$  и вероятности  $P = 0,999$ ;

$m = 79$  – число повторных опытов, количество лопаток в выборке;

$n = 13$  – число геометрических факторов.

Зависимость частоты от каждого фактора определяли по коэффициентам парной корреляции, минимальная значимая величина которых для числа степеней свободы 77 и вероятности 0,95 составляет 0,2.

Знак и величина коэффициентов уравнения регрессии отражают характер и степень влияния геометрии пера на резонансную частоту лопаток по первой изгибной форме в полном соответствии с теорией колебаний [2, 4].

При этом, как видно из рис. 2, наиболее суще-

ственное влияние с учетом знака оказывают факторы: 1 –  $C_{3\text{вх}}$ ; 2 –  $C_{3\text{вых}}$ ; 7 –  $C_{6\text{макс}}$ ; 10 –  $C_{11\text{вых}}$ ; 11 –  $C_{11\text{акс}}$ , определяющие толщину пера, заметное уменьшение которой, прогрессирующее к периферии, было установлено после наработки, как следствие абразивного износа.

Влияние хорд и длины пера на частоту проявляется так же с учетом знака, но в меньшей степени по сравнению с толщиной, вследствие их меньшего влияния на распределение массы по длине лопатки при вариации размеров в пределах допускаемых отклонений.

Для прогнозирования влияния наработку на частоту собственных колебаний лопаток по первой изгибной форме с помощью полученной модели, были рассмотрены следующие возможные варианты изменения геометрии пера от абразивного износа:

1. Эквидистантное уменьшение толщины, размеров хорд и длины от верхних (номинальных) значений до средних и нижних в пределах их полей допусков – варианты 1, 2, 3 соответственно, наиболее вероятное для «коротких» лопаток, работающих с незначительной разницей окружных скоростей у периферии пера и у замка.

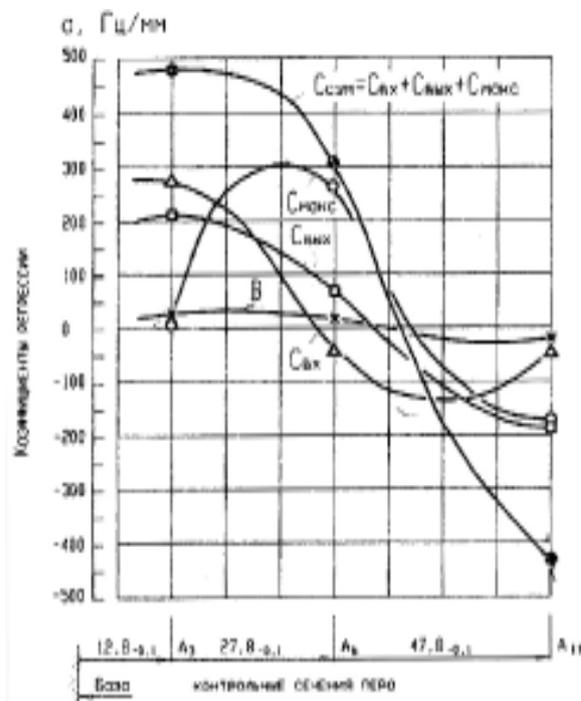


Рис. 2. Характер и степень влияния геометрических факторов на частоту собственных колебаний лопаток компрессора по первой изгибной форме:

- $C_{\text{вх}}$  – толщины входной кромки;
- $C_{\text{вых}}$  – толщины выходной кромки;
- $C_{\text{макс}}$  – максимальной толщины пера;
- $B$  – длины хорды;
- $C_{\text{сум}}$  – совместного влияния кромок и максимальной толщины пера

2. Прямо-клиновидная по толщине и хордам конечная форма в пределах верхней половины полей допусков и среднем значении длины пера – вариант 4.

3. Та же прямо-клиновидная форма, но в пределах нижней половины полей допусков – вариант 5, что может быть при интенсивном износе лопаток компрессора средних типоразмеров.

4. Прямо-клиновидная по толщине и хордам конечная форма в пределах полных полей допусков при средней длине пера – вариант 6, возможная при интенсивном, резко прогрессирующем к периферии, абразивном износе “длинных” лопаток.

Характер изменения геометрии пера и размеры определяющие задаваемую форму рассматриваемых вариантов износа, представлены на рис. 3 и в табл. 2.

Подставляя их в качестве геометрических факторов в разработанную модель, получили прогнозируемые значения частот, анализ которых показывает, что при средней длине пера и равномерном износе – эквидистантном уменьшении толщины и размеров хорд по длине в пределах полных полей допусков, начиная от верхних (номинальных) значений до средних и нижних (рис. 3, прямые 1, 2 и 3), происходит снижение частоты с 1107 до 1080 и 1054 Гц соответственно. Т.е. она заметно приближается к нижней резонансной области.

В случае неравномерного износа, сопровождающегося образованием прямо-клиновидной по толщине и хордам конечной формы в пределах верх-

ней половины их полей допусков при средней длине пера (прямая 4), частота повышается до 1127 Гц, что на 20 Гц выше по сравнению с номинальными размерами пера.

При дальнейшем неравномерном износе до прямо-клиновидной конечной формы в пределах нижней половины полей допусков (прямая 5) происходит снижение частоты до 1099 Гц, что в полной мере соответствует теории резонансных колебаний лопаток по первой изгибной форме.

В случае неравномерного интенсивного износа, резко прогрессирующего к периферии, без существенного изменения толщина пера и размеров хорд у хвостовика, т.е. образования прямо-клиновидной конечной формы в пределах полных полей допусков (прямая 6), частота заметно повышается и достигает 1141 Гц, опасно приближаясь к верхней резонансной области.

Все прогнозируемые варианты изменения частоты в зависимости от характера и степени износа, с высокой достоверностью подтверждаются замерными на вибраторе частотами после доработки пера серийных лопаток в соответствии с условиями эксперимента.

Результаты исследования так же показали, что при сохранении основных геометрических характеристик пера в пределах допускаемых отклонений, регулируемая в производстве частота собственных колебаний лопаток по первой изгибной форме, при всех рассмотренных вариантах абразивного износа, не выходит за установленные границы безопасности 1000

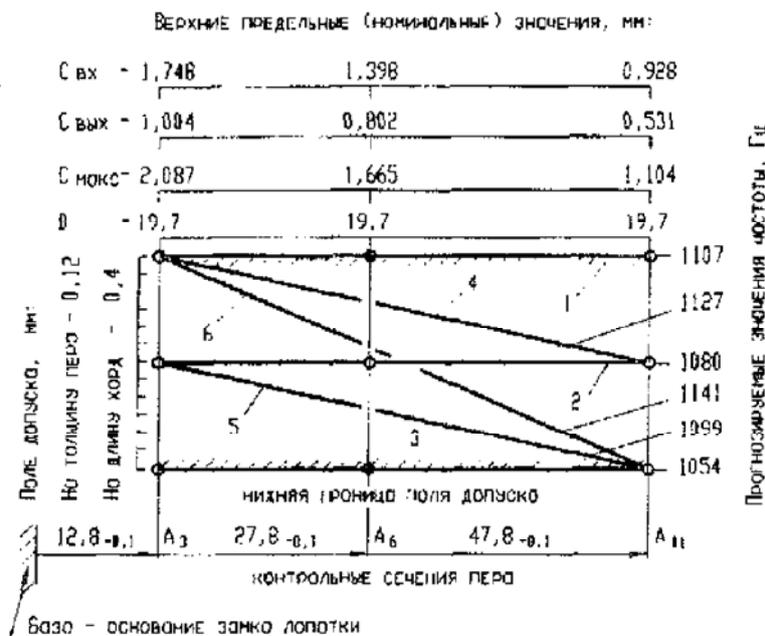


Рис. 3. Прогнозируемое изменение частоты, в зависимости от характера и степени износа пера:

1, 2, 3 – верхние (номинальные), средние и минимально-допустимые значения факторов соответственно; 4 – прямо-клиновидная конечная форма в пределах верхних половин полей допусков на размеры, определяющие его толщину при средней длине; 5 – то же, в пределах нижних половин полей допусков; 6 – то же, в пределах полных полей допусков

и 1160 Гц. Однако, запас по частоте у нижней резонансной области может уменьшаться до 54 Гц, что требует поддержания высокой стабильности лопаточного производства, обеспечивающего минимальное рассеяние их геометрических, а соответственно – и частотных характеристик.

Для прогнозирования рассеяния частоты в зависимости от рассеивания геометрических факторов использовали выражение, полученное на основе разработанной регрессионной модели связи между ними:

$$\Delta f = \frac{1}{R \cdot K_f} \sqrt{\sum_{i=1}^n a_i^2 \cdot \Delta_i^2 \cdot K_i^2 + 2 \sum_{i=j}^n a_i \cdot a_j \cdot \Delta_i \cdot \Delta_j \cdot R_{ij} \cdot K_i \cdot K_j}, (3)$$

где  $\Delta f$  – рассеяние частоты, Гц;

$a_i, a_j$  – коэффициенты уравнения регрессии;

$n$  – количество принятых геометрических фак-

торов;

$\Delta_i, \Delta_j$  – поля рассеяния факторов, мм. В случае прогнозирующих расчетов – их допускаемые отклонения, при этом  $j = 1, 2 \dots n, j \neq i$ .

$R_{ij}, R_{ji}$  – коэффициенты множественной и парной корреляции;

$K_i, K_j, K_f$  – коэффициенты относительного рассеяния переменных. Для прогнозирующих расчетов принимают равными единице, исходя из нормального закона распределения их в объеме выборки.

**Таблица 2** – Расчетные значения геометрических факторов и частот собственных колебаний лопаток по первой изгибной форме при различных вариантах прогнозирования износа

Варианты	Контрольные сечения	Геометрические факторы, мм					Частота $f$ , Гц
		$C_{ax}$	$C_{вых}$	$C_{max}$	$B$	$L_{cp}$	
Максимальные (номинальные) значения факторов							
1	$A_3 - A_3$	1,748	1,004	2,087	19,70	48,55	1106,993
	$A_6 - A_6$	1,398	0,802	1,665	19,70		
	$A_{11} - A_{11}$	0,928	0,531	1,104	19,70		
Средние значения факторов в полях допусков							
2	$A_3 - A_3$	1,688	0,944	2,027	19,50	48,45	1080,398
	$A_6 - A_6$	1,338	0,742	1,605	19,50		
	$A_{11} - A_{11}$	0,862	0,471	1,044	19,50		
Минимальные предельные значения факторов							
3	$A_3 - A_3$	1,628	0,884	1,967	19,30	48,35	1053,803
	$A_6 - A_6$	1,278	0,682	1,545	19,30		
	$A_{11} - A_{11}$	0,808	0,411	0,984	19,30		
Прямо-клиновидная форма в пределах верхней половины полей допусков							
4	$A_3 - A_3$	1,748	1,004	2,087	19,70	48,45	1126,912
	$A_6 - A_6$	1,370	0,760	1,640	19,61		
	$A_{11} - A_{11}$	0,868	0,471	1,044	18,50		
Прямо-клиновидная форма в пределах нижней половины полей допусков							
5	$A_3 - A_3$	1,688	0,914	2,027	19,50	48,45	1099,379
	$A_6 - A_6$	1,310	0,700	1,580	19,41		
	$A_{11} - A_{11}$	0,808	0,411	0,984	19,30		
Прямо-клиновидная форма в пределах полных полей допусков							
6	$A_3 - A_3$	1,748	1,004	2,087	19,70	48,45	1141,079
	$A_6 - A_6$	1,345	0,750	1,601	19,53		
	$A_{11} - A_{11}$	0,808	0,411	0,984	19,30		

При одинаковом рассеянии факторов, определяющих толщину пера:  $\Delta C_{вх} = \Delta C_{вых} = \Delta C_{макс} = \Delta C$ , и значимых с вероятностью  $P = 0,95$  коэффициентах парной корреляции, выражение приобретает вид:

$$\Delta f = \frac{1}{R} \sqrt{317056 \cdot \Delta C^2 + 1256 \cdot \Delta B^2 + 2053 \cdot \Delta C \cdot \Delta B - 83,59 \cdot \Delta B \cdot \Delta L}, \quad (4)$$

где  $R = 0,77$  – коэффициент множественной корреляции;

$\Delta B$  и  $\Delta L$  – предельные поля рассеяния размеров хорд и длины пера, мм.

Сравнение коэффициентов при полях рассеяния факторов свидетельствует о доминирующем влиянии на частоту толщины пера, зависящее как от точности исполнения определяющих ее размеров, так и от неравномерности износа в пределах комплекта ступени.

При рассеянии геометрических факторов, не превышающем их допускаемых отклонений ( $\Delta C = T_C = 0,12 \text{ мм}$ ;  $\Delta B = T_B = 0,4 \text{ мм}$ ;  $\Delta L = T_L = 0,2 \text{ мм}$ ), прогнозируемое рассеяние частоты –  $\Delta f$  составляет 90,0 Гц, что незначительно отличается от полученного при частотном контроле новых лопаток.

С увеличением рассеяния факторов, примерно на 30 %, ( $\Delta C = 0,16 \text{ мм}$ ;  $\Delta B = 0,5 \text{ мм}$ ;  $\Delta L = 0,3 \text{ мм}$ ), рассеяние частоты увеличивается до 119 Гц.

При ужесточении допусков на размеры, определяющие геометрию пера и повышении его износостойкости, будет происходить обратное явление, что равноценно смещению номинального значения регулируемой частоты от опасных резонансных областей.

Во избежание попадания частоты собственных колебаний отдельных лопаток по первой изгибной форме за границы безопасной области – 1000 и 1160 Гц, ее среднее значение в комплекте при рассеянии 90 Гц должно находиться в интервале:

$$1000 + 0,5\Delta f \leq 1160 - 0,5\Delta f \quad \text{или} \\ 1045 \leq f_{cp} \leq 1115 \text{ Гц.} \quad (5)$$

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

1. При длительной эксплуатации двигателей, вследствие неравномерного износа, происходит повышение частоты собственных колебаний лопаток компрессора по первой изгибной форме, которая может выходить за установленные границы

безопасности.

2. Наиболее заметному износу подвергается поверхность пера со стороны корыта, входная и выходная кромки. Заметно уменьшается и длина пера.

3. В результате шлифования торцов лопаток в роторе компрессора на заданный чертежом диаметральный размер ступени, происходит повышение частоты, вследствие уменьшения длины пера, что необходимо учитывать при частотном контроле и регулировании ее после изготовления лопаток в случае налагаемых ограничений.

4. Для получения достоверных данных о степени износа входной и выходной кромок пера, их контроль до и после наработки необходимо осуществлять на фиксированном расстоянии от постопанной, не подвергающейся износу конструкторской базы.

5. Разработка регрессионных моделей связи частот собственных колебаний лопаток компрессоров и основных геометрических характеристик пера, позволяет с большой достоверностью прогнозировать характер и степень изменения их в условиях эксплуатации в зависимости от характера и степени износа и своевременно избегать попадания в опасную резонансную область.

6. Прогнозирование рассеяния частоты в зависимости от возможного рассеяния основных геометрических характеристик пера лопаток также уменьшает вероятность попадания отдельных из них в близлежащие резонансные области.

#### Перечень ссылок

1. Невечеренко Е.Г., Ржавин Л.Н., Хромой А.И. Исследование причин разрушения лопаток компрессора при высокочастотных колебаниях // Авиационная промышленность. – 1966. – №8. – С. 12-24.
2. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий, М.: «Наука», 1976. – С. 122-126.
3. Большеев Л.Н., Смирнов Н.В. Таблицы математической статистики, М.: «Наука», 1965. – С. 240-262.

Поступила в редакцию 25.06.2007

*Представлено результати досліджень впливу тривалої наробітки лопаток компресора на частоту власних коливань за першою згинною формою при наявності абразивного зношування.*

*The results of research of influence of a long operating time compressor blades on frequency of own fluctuations on the first wear form are resulted at presence of abrasive wear process.*

УДК 621:681.5 (075.8)

**В. Ф. Мозговой, А. Я. Качан, С. Б. Беликов, К. Б. Балужок,  
Ю. Н. Внуков, В. П. Карась**

## **ОПЫТ СОЗДАНИЯ И ВНЕДРЕНИЯ ИНТЕГРИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА НОВЫХ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ**

*Обобщен опыт создания и внедрения в ОАО «Мотор Сич» интегрированной системы технологической подготовки производства новых авиационных двигателей.*

### **Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами**

Современное авиадвигателестроение является одной из наукоемких отраслей машиностроения, основная задача которого – создание авиационных двигателей пятого поколения, значительно превосходящих предыдущее поколение по своим основным показателям.

Одним из базовых понятий в современном наукоемком машиностроении является понятие жизненного цикла изделия (ЖЦИ), которое, в соответствии с принятой терминологией, включает совокупность взаимосвязанных процессов последовательного изменения состояния изделия, начиная с предварительных исследований рынка, экономических и научно-технических исследований, проектирования, технологической подготовки производства, производства, испытания, контроля, сертификации, эксплуатации, технического обслуживания, восстановительного ремонта, хранения и до его утилизации.

Характерной особенностью настоящего периода в мировой экономике является переход к информационному способу производства, когда все этапы ЖЦИ находятся в единой информационной среде и представлены в электронной форме с применением интегрированных технологий.

При этом применяют CAD/CAM/CAE-системы, которые обеспечивают автоматизированное проектирование, производство, инженерные расчетные исследования, ERP-система планирования ресурсов предприятия, PDM-системы управления данными о продукции и PLM-системы информационной поддержки ЖЦИ.

На ОАО «Мотор Сич» ставится и эффективно решается широкий круг технологических задач при создании и освоении авиадвигателей нового поколения.

Одним из важных этапов ЖЦИ при создании и освоении новых авиационных двигателей является технологическая подготовка производства (ТПП),

сроки, затраты и качество которой определяют не только технологическую себестоимость изготовления, но и такие параметры изделия, как прочность, ресурс, остаточный ресурс, живучесть и безопасность.

**Цель работы** – обобщить имеющийся на ОАО «Мотор Сич» опыт создания и внедрения интегрированной системы ТПП, которая сокращает сроки и затраты на ее проведение, а также обеспечивает повышение параметров качества осваиваемых новых авиационных двигателей.

### **Содержание и результаты исследований**

Структурная схема разработанной интегрированной системы ТПП содержит комплекс взаимосвязанных систем и подсистем, представленных на рис. 1.

### **Система автоматизированного проектирования технологической документации (САПР ТД)**

Данная система включает комплекс взаимосвязанных подсистем, предназначенных для обеспечения автоматизированного проектирования технологических процессов изготовления деталей авиационного двигателя (рис. 2).

За основу САПР ТД принят комплекс средств системы TECHCARD, (рис. 3).

### **Подсистема автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ**

Подсистема предназначена для расчета траектории режущего инструмента при обработке геометрически сложных деталей авиационных двигателей.

Подсистема обеспечивает оборудование с ЧПУ управляющими программами, которые определяют точность изготовления деталей и оптимальную динамику работы станков с ЧПУ, влияющую на параметры качества поверхностного слоя обрабатываемых поверхностей. Структура подсистемы представлена на рис. 4.



Рис. 1. Структурная схема интегрированной системы ТПП авиационного двигателя



Рис. 2. Структура системы САПР ТД

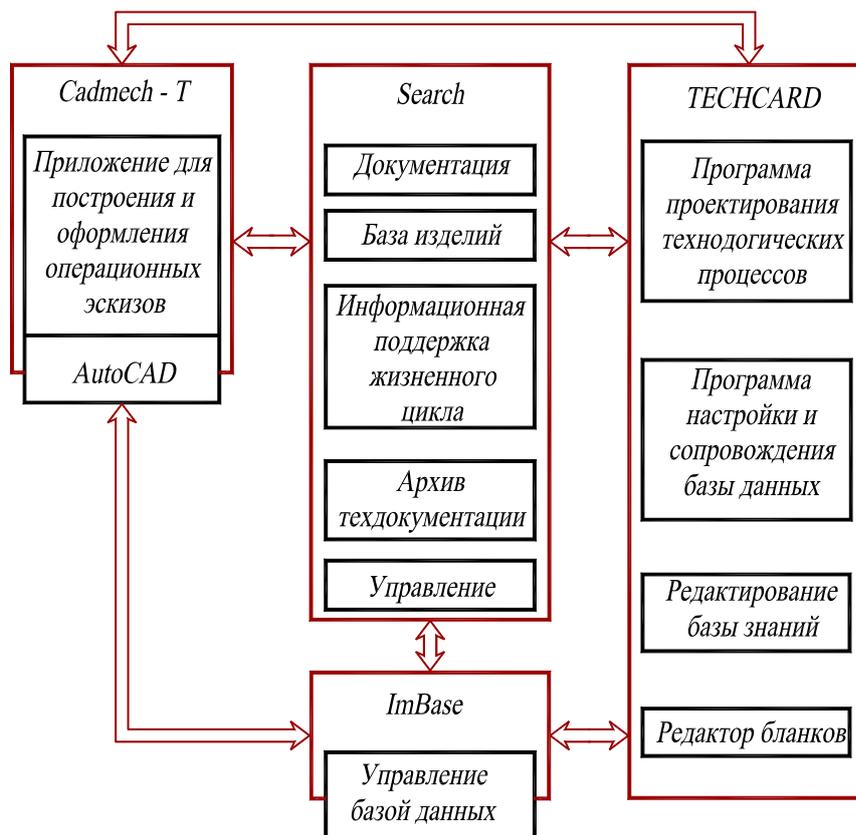


Рис. 3. Структура комплекса средств автоматизации технологической подготовки производства TECHCARD



Рис. 4. Структура подсистемы автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ

**Подсистема автоматизированного проектирования средств технологического оснащения производства составных частей двигателя**

Система отвечает требованиям инструментального производства, основными из которых являются:

- полное электронное описание геометрии и топологии деталей;
- соответствие форматов представления данных;
- интеграция со смежными системами в формате концепции непрерывной информационной поддержки ЖЦИ.

Структурная схема САПР ТО представлена на рис. 5.

**Централизованная система управления конструкторской и технологической документации подготовки производства составных частей авиадвигателя**

Система состоит из двух подсистем, одна из которых управляет технологической электронной документацией, а другая – конструкторской электронной документацией (рис. 6).

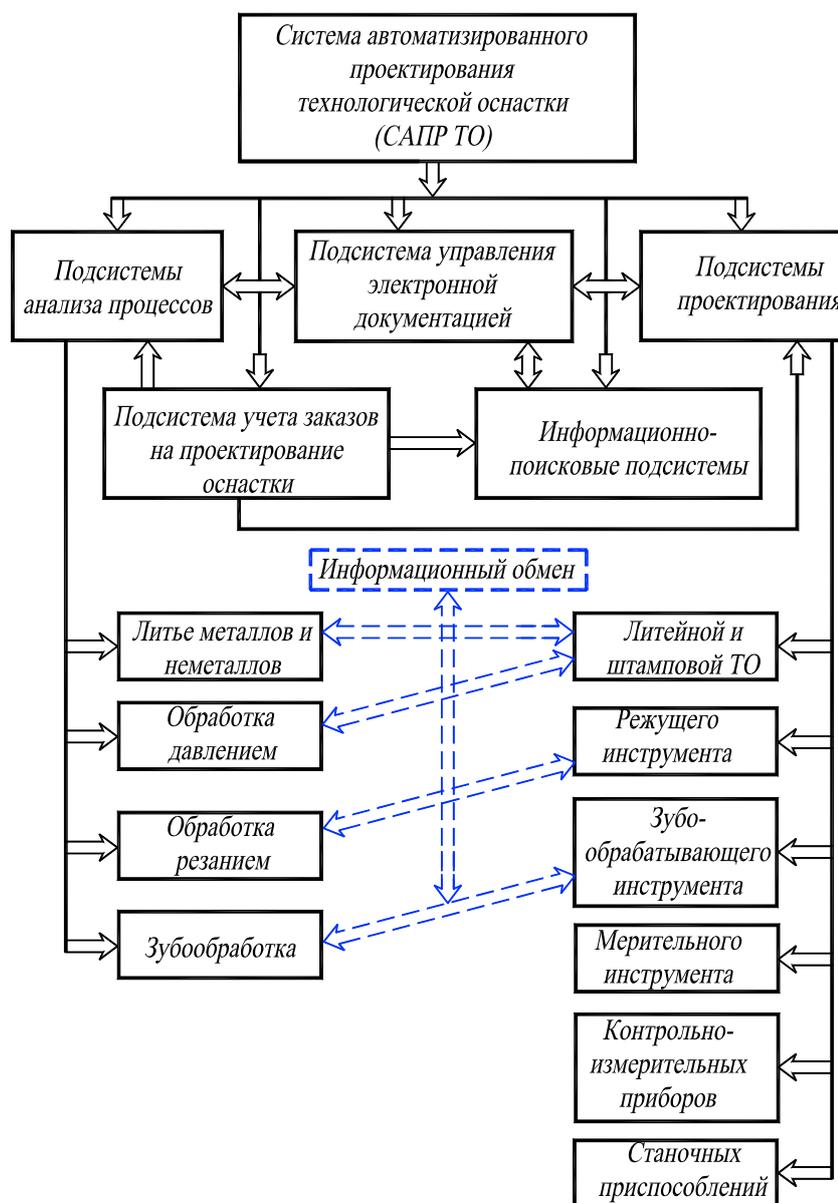


Рис. 5. Структурная схема САПР ТО



Рис. 6. Структура централизованной системы управления КД и ТД

**Результаты внедрения интегрированной системы ТПП новых авиационных двигателей**

Технологические процессы изготовления деталей ГТД проектируются автоматизировано (рис. 7).

Технологическая документация также проектируется автоматизировано, а ее дальнейшее развитие осуществляется по следующим направлениям:

- создание форм бланков технологических документов;

- сопровождение базы данных комплекса;
- сопровождение базы знаний комплекса;
- пополнение каталогов.

Выполняются расчеты режимов резания и нормирования в автоматическом режиме. За базу принята система расчетов НИАТ.

Автоматизированное проектирование технологических процессов и генерирование комплектов технологических документов позволило сократить время на их создание в 1,3...1,5 раза.

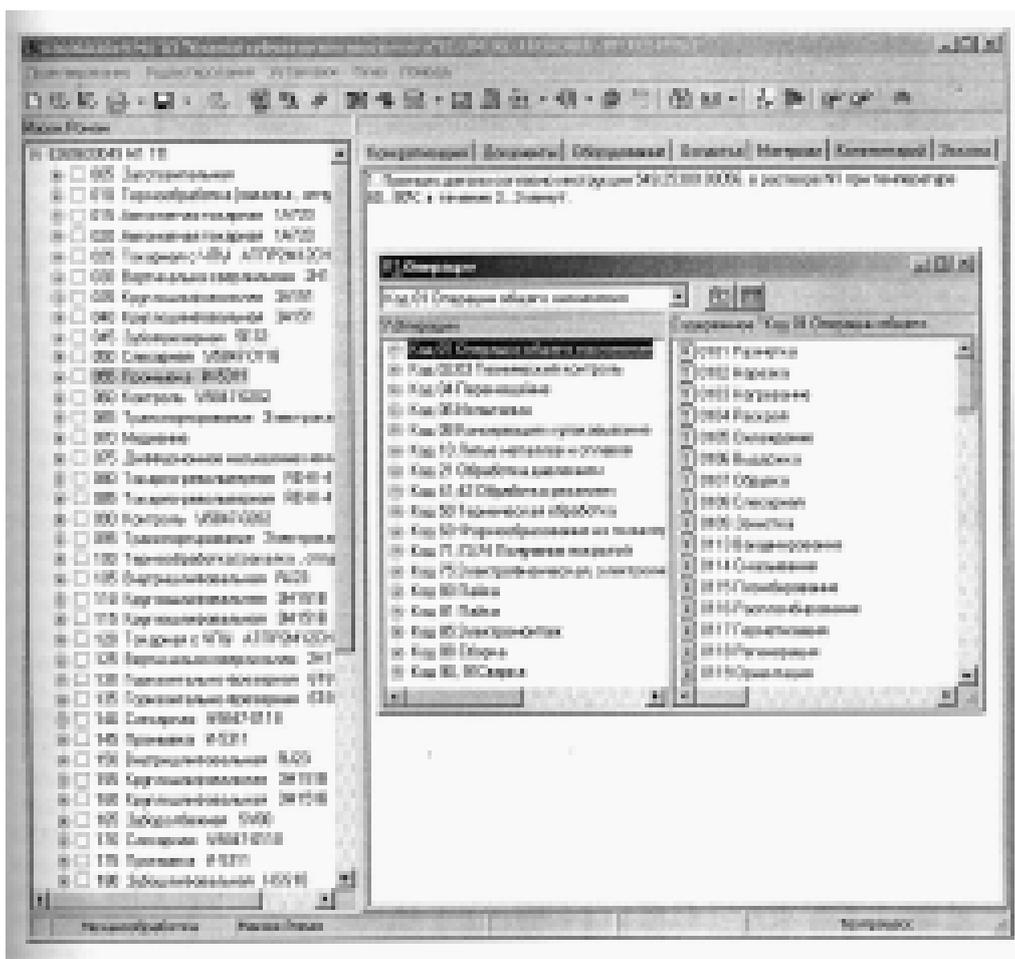


Рис. 7. Диалог выбора технологических операций

В системе автоматизированного проектирования технологической оснастки наибольшее развитие получили проектирующие автоматизированные подсистемы:

- режущего и зубообрабатывающего инструмента;
- станочных приспособлений;
- контрольно-измерительных приборов;
- литейной и штамповой оснастки (рис. 8);
- контроля зуборезного инструмента по электронным эталонам.

На рис. 9 представлены компьютерные модели корпусной детали и стержня для литья лопаток турбины.

Применяемые в настоящее время при ТПП автоматизированные подсистемы анализа процессов позволяют производить:

- анализ процессов литья металлов CAE MAGMA Soft;
- анализ процессов штамповки Super Forge;
- анализ процессов резания;
- анализ процессов зубообработки.

На рис. 10 представлена подсистема анализа процессов литья металлов CAE MAGMA Soft, а на рис. 11 - подсистема процессов штамповки Super Forge.

Создана комплексная автоматизированная система «Зубообработка», которая в структуре ТПП осуществляет следующие функции (рис. 12):

- проектирование и подбор зубонарезного инструмента;
- анализ пригодности инструмента для обработки зубчатых венцов деталей ГТД;
- анализ точности зубонарезного инструмента;
- анализ влияния точности инструмента на точность зубчатого венца детали;
- создание электронных эталонов для контроля точности зубонарезного инструмента;
- создание базы данных деталей ГТД с зубчатыми венцами;
- создание базы данных зубонарезного инструмента, связанной с базой данных деталей ГТД.



Рис. 8. Подсистема проектирования литейной и штамповой оснастки

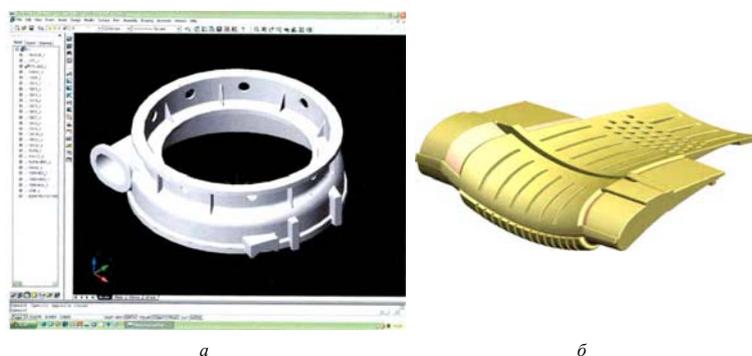


Рис. 9. Компьютерные модели корпусной детали:  
а – стержня; б – для литья лопаток турбины



Рис. 10. Подсистема анализа процессов литья металлов



Рис. 11. Подсистема анализа процессов штамповки

Применение автоматизированных подсистем анализа позволило повысить их эффективность на 20...30 %.

Применение проектирующих автоматизированных подсистем позволило сократить сроки ТПП в 1,2...1,5 раза и повысить производительность проектно-конструкторских работ в 3...3,5 раза.

Подсистемы автоматизированной разработки управляющих программ нашли применение для 3-х и 5-ти координатной обработки на станках с ЧПУ.

Исходной для разработки управляющих программ является компьютерная модель детали (рис. 13).

В качестве базового программного обеспечения для 5-ти координатной высокоскоростной обработки

моноколес используется модуль ГеММа – 3D, который предоставляет следующие методы управления вектором инструмента: массив векторов; сплайн; точка; «закон» (абсолют); «закон» (поверхность – UV); «закон» (поверхность-кривая).

Для каждого из указанных методов вектор предварительно рассчитывают для каждой ограничивающей проходы кривой, а векторы промежуточных проходов вычисляют по линейному закону.

Структурная схема управляющей программы для станков с ЧПУ представлена на рис. 15.

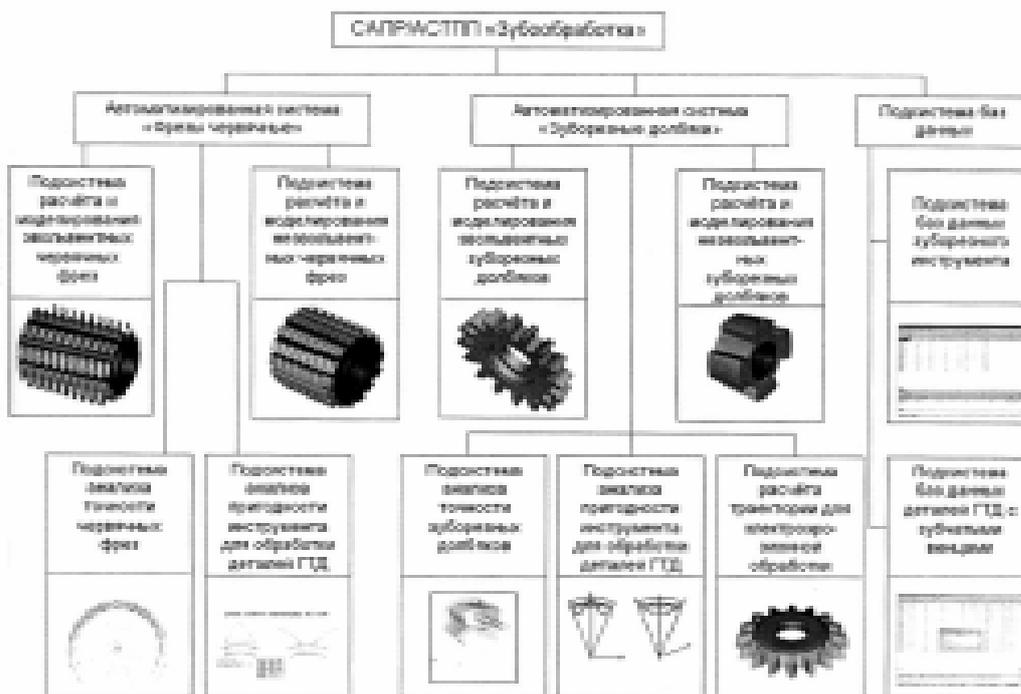


Рис. 12. Структура САПР «Зубообработка»



Рис. 13. Компьютерная модель моноколеса



Рис. 14. Рассчитанная траектория инструмента



Рис. 15. Структурная схема разработки управляющей программы для станков с ЧПУ

### **Перспективы дальнейших исследований**

Основными путями дальнейшего развития интегрированной ТПП авиационных двигателей следует считать:

- применение новых поколений систем электронной обработки информации;

- развитие комплекса средств автоматизации ТПП, включающей:

1) более широкое применение оптоволоконных сетей;

2) оснащение рабочих мест технологических служб современными компьютерными средствами одного поколения;

- системная интеграция АСТПП с системой ERP R/3;

- систематическое обучение и аттестация пользователей с использованием специализированных центров;

- повышение степени интегрирования ТПП;

- совершенствование организационной структуры для повышения ее эффективности.

### **Выводы**

В работе обобщен опыт создания и внедрения интегрированной ТПП новых авиационных двигателей в ОАО «Мотор Сич».

Показаны преимущества интегрированной системы ТПП по сравнению с обычной.

### **Перечень ссылок**

1. Информационные технологии в наукоемком машиностроении. Компьютерное обеспечение индустриального бизнеса. Под общ. ред. А.Г. Братухина. – К.: Техніка, 2001. – 728 с.
2. Богуслаев В.А., Жеманюк П.Д., Мозговой В.Ф., Балушок К.Б. Автоматизация технологической подготовки производства в ОАО «Мотор Сич» / / Технологические системы. – 2003. – №3 (19). – С. 5-11.

*Поступила в редакцию 15.06.2007*

*Узагальнено досвід створення та впровадження у ВАТ «Мотор Січ» інтегрованої технологічної підготовки виробництва нових авіаційних двигунів.*

*The experience of integrated CAD/CAM/CAE/CAPP system creation and application at Motor Sich PJSC for a new generation GTE's is summarized.*

УДК 621.9.02

*Н. С. Равская, П. Р. Родин, О. В. Мамлюк*

## РАЗВИТИЕ ТЕОРИИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗАНИЕМ

*В статье рассмотрены вопросы решения проблем теории формообразования поверхностей резанием.*

Теория формообразования поверхностей является базой для создания разнообразных методов обработки деталей и включает решение трех основных проблем:

- проектирование режущих инструментов для обработки заданной поверхности детали при выбранной кинематической схеме формообразования, которая характеризует движение заготовки относительно инструмента;

- определение формы поверхности детали, обработанной заданным инструментом при выбранной кинематической схеме формообразования;

- определение кинематической схемы резания, которая характеризует абсолютные схемы движения заготовки и инструмента в процессе резания, при формообразовании поверхности детали известным режущим инструментом;

В статье решение этих проблем рассматривает-

ся в рамках разработки общей системы и методик теоретических исследований, что открывает широкие возможности для создания новых способов формообразования поверхностей и конструирования режущих инструментов [1, 2, 3] и имеет важное научное и практическое значение.

### Разработка режущих инструментов для формообразования заданной поверхности

Структурная схема разработки разнообразных инструментов для формообразования заданной поверхности приведена на рис. 1.

На первом этапе анализируются кинематические схемы формообразования [1], выбираются и исследуются возможные схемы при обработке заданной поверхности. На базе принятым к разработке схемам формообразования проектируются кинематические схемы резания.



Рис. 1. Схема разработки множества режущих инструментов для изготовления заданной поверхности детали

При одной и той же схеме формообразования могут разрабатываться различные кинематические схемы резания. Так, например, при сверлении отверстий при одной и той же схеме формообразования проектируется разнообразные кинематические схемы резания, соответственно на сверлильных и токарных станках.

В общем случае режущий инструмент представляет собой тело, ограниченное исходной инструментальной поверхностью, образованной различными способами, превращенное в инструмент, путем создания соответствующих форм передних и задних поверхностей и определения режущих кромок как линии пересечения исходной инструментальной поверхности, как правило, передней поверхности.

Исходная инструментальная поверхность и поверхность детали касаются друг друга. Характер контактирования исходных инструментальных поверхностей и поверхностей детали может быть различными. Так, любая точка поверхности детали может соприкоснуться с одной соответствующей точкой исходной инструментальной поверхности. В этом случае на инструменте необходимо воссоздать всю исходную инструментальную поверх-

ность, создав, например, соответствующий шлифовальный круг.

При второй разновидности контакта точки поверхности детали могут контактировать с линиями  $L$ , расположенными на исходной инструментальной поверхности. В этом случае на инструменте можно воспроизводить только по одной точке линии  $L$ . Примером таких инструментов могут служить фрезы для обработки прямых канавок.

При третьей разновидности контакта любая точка исходной поверхности может контактировать с любой точкой поверхности детали и её формировать. В этом случае на инструменте воспроизводить одну профилируемую точку режущей кромки, расположенную на исходной поверхности.

В машиностроении одним из наиболее широко распространенных деталей являются цилиндрические зубчатые колеса. Анализ показывает, что недостаточно разработана схема формообразования при обработке зубчатых колес, которая сводится к вращению заготовки и инструмента вокруг пересекающихся осей. По этой схеме обрабатываются прямоугольные зубчатые колеса долбьяками с наклонной осью (рис. 2).

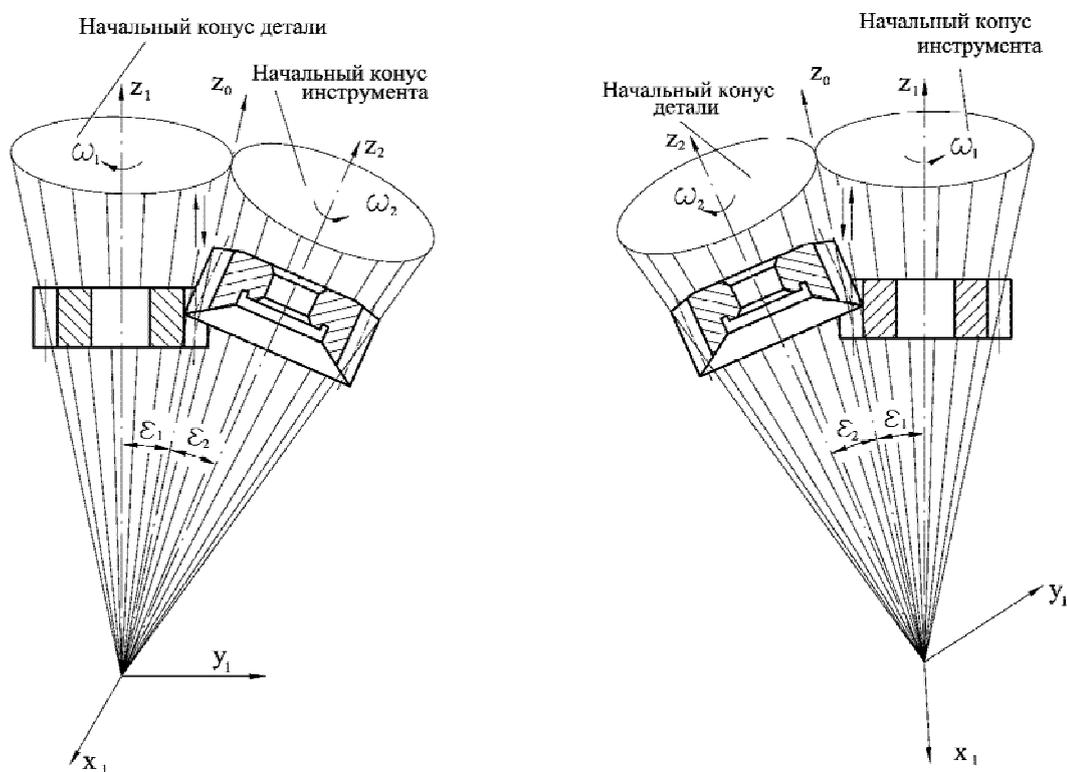


Рис. 2. Схема обработки долбьяком с наклонной осью прямоугольных цилиндрических зубчатых колес

Примем, что исходная инструментальная поверхность долбяка с наклонной осью образуется по второму способу (рис. 3). В этом случае вспомогательная производящая поверхность будет прямозубой производящей рейкой с углом профиля  $\alpha$ , который равен углу давления эвольвенты колеса на окружности начального цилиндра радиуса  $r_1$ .

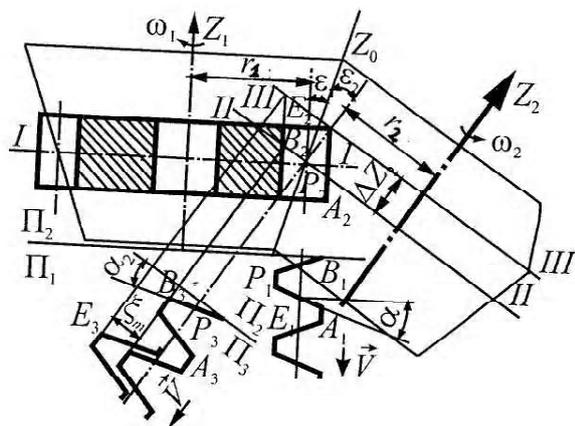


Рис. 3. Схема определения исходной инструментальной поверхности

Движение вспомогательной производящей рейки относительно долбяка будет качением начального цилиндра, радиуса  $r_2$ , связанного с долбяком по начальной плоскости, параллельной оси долбяка, связанного с рейкой:

$$r_2 = r_1 \cdot \frac{z_0}{z},$$

где  $z_0$  – количество зубьев долбяка,  $z$  – число зубьев колеса.

Угол  $\alpha_2$  профиля рейки, в сечении, перпендикулярном оси долбяка, будет равен:

$$\text{tg} \alpha_2 = \text{tg} \alpha \cdot \cos \varepsilon,$$

где  $\varepsilon$  – угол между осями долбяка и обрабатываемого колеса.

При этом сечении, перпендикуляром оси долбяка, расстояние от профиля рейки до оси инструмента изменяется. Поэтому исходная инструментальная поверхность будет совокупностью координированных эвольвент профилей.

При известной исходной инструментальной поверхности определяется режущая кромка, создается задняя поверхность и определяется профиль задней поверхности в сечении, перпендикуляром оси долбяка. Но при таком профилировании зуборезного долбяка задняя поверхность получается сложной формы. Поэтому по технологическим соображениям профиль задней поверхности долбяка

с наклонной осью заменяется эвольвентой, касающейся теоретического профиля в точке  $P$ , расположенной на радиусе  $z_2$  (рис. 4), равном:

$$z_2 = \frac{m \cdot z_0}{2}.$$

Угол давления  $\alpha_n$  в точке  $P$  равен:

$$\text{tg} \alpha_n = \frac{\text{tg} \alpha}{\cos \varepsilon - \text{tg} \gamma \cdot \sin \varepsilon},$$

где  $\gamma$  – инструментальный передний угол.

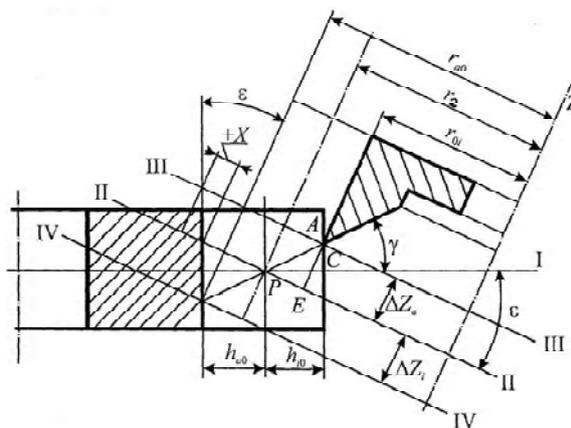


Рис. 4. Определение эвольвенты задней поверхности

Расчеты показывают, что при замене теоретического профиля задней поверхности эвольвентой погрешности обработки не выходят за допустимые значения и соизмеримы с погрешностями обработки стандартными долбяками.

С целью повышения работоспособности инструмента разработана конструкция инструмента с наклонной осью с комбинированной задней поверхностью (рис. 5).

Задняя поверхность на боковых режущих кромках создается в форме цилиндрической поверхности, в соответствии с выбранной величиной угла  $\varepsilon$ . Задняя поверхность на вершинах кромок создается в форме круглой конической поверхности с принятыми значениями угла  $\alpha_g$ .

Подобная конструкция инструмента позволяет создать независимые величины задних углов на вершинах и боковых режущих кромках и таким образом повышать работоспособность инструмента.

Стойкостные испытания зуборезных долбяков с наклонной осью с оптимальными геометрическими параметрами режущей части показывают повышение стойкости в 3-4 раза по сравнению со стандартными зуборезными долбяками.

Определение форм поверхностей, обработан-

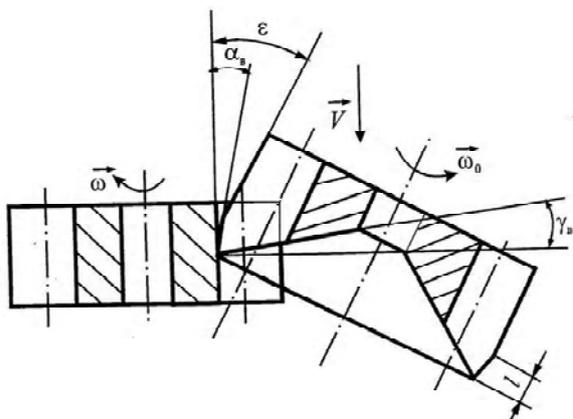


Рис. 5. Долбляк с комбинированной задней поверхностью

ных заданным инструментом

Схема определения множества поверхностей, обработанных заданным инструментом приведена на рис. 6.

При решении этой проблемы рассматриваются различные схемы формообразования, выбираются разные формообразующие элементы: исходная инструментальная поверхность, формообразующая линия в виде прямой или окружности. В общем случае поверхность детали может на отдельных участках создаваться исходной инструментальной поверхностью, а на других – формообразующей линией. Определим формы поверхностей, обработанных на зубодолбежном станке с наклонной осью

вершинными точками режущих кромок инструмента.

Схемы обработки фасонных цилиндрических поверхностей на зубодолбежном станке с наклонной осью шпинделя (рис. 7) включает вращение заготовки вокруг нее  $Z$  с угловой скоростью  $\bar{\omega}_1$ , вращение инструмента вокруг его оси  $Z_u$  с угловой скоростью  $\bar{\omega}_2$ ; возвратно-поступальные движения долбяка вдоль оси  $Z$  со скоростью  $\bar{V}$ .

В результате прямолинейно-поступательного движения со скоростью резания  $\bar{V}$  профилирующие вершинные точки режущих кромок описывают прямолинейные образующие обрабатываемой цилиндрической поверхности, которые идут параллельно оси  $Z$ .

С обрабатываемой заготовкой свяжем систему координат  $XYZ$ , направив ось  $Z$  по оси заготовки, а с инструментом систему координат  $X_u Y_u Z_u$ , направив ось  $Z_u$  по оси долбяка.

Уравнение профиля обработанной поверхности в системе координат  $XYZ$ , связанной с заготовкой будет:

$$X = X_u (\cos t_1 \cos t_2 - \sin t_1 \sin t_2 \cos \varepsilon) + Y_u (-\sin t_1 \cos t_2 - \cos t_1 \sin t_2 \cos \varepsilon) + Z_u \sin t_1 \sin \varepsilon;$$

$$Y = X_u (-\sin t_1 \cos t_2 - \cos t_1 \sin t_2 \cos \varepsilon) + Y_u (\cos t_1 \cos t_2 - \sin t_1 \sin t_2 \cos \varepsilon) + Z_u \cos t_1 \sin \varepsilon,$$

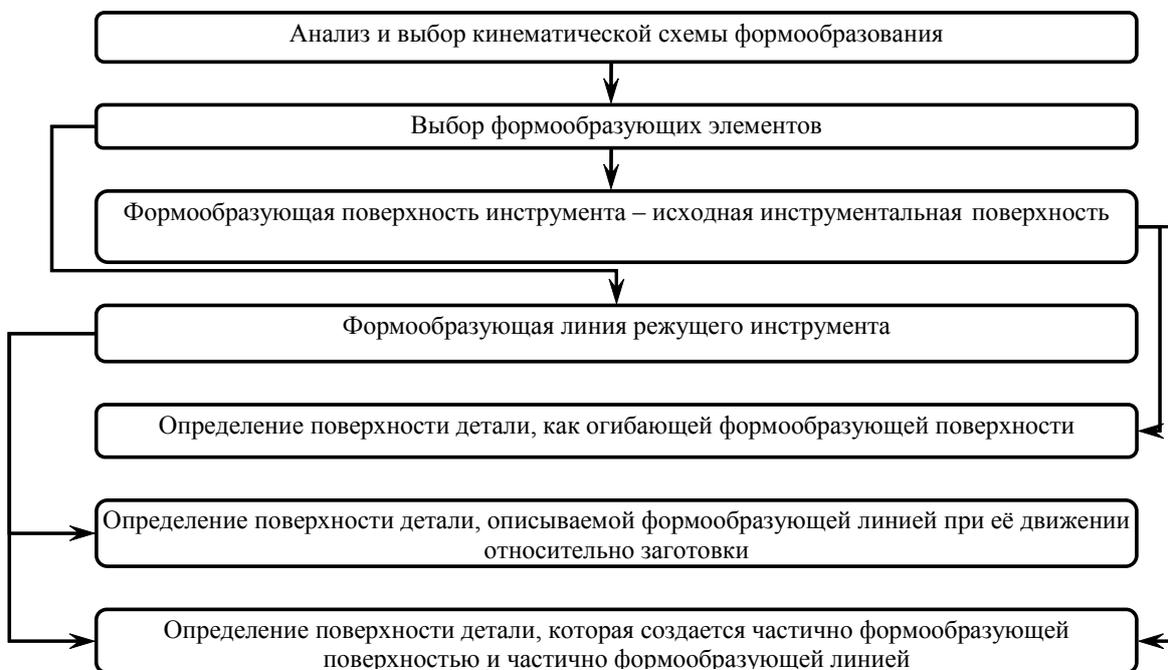


Рис. 6. Схема определения поверхностей детали, обработанных заданным инструментом

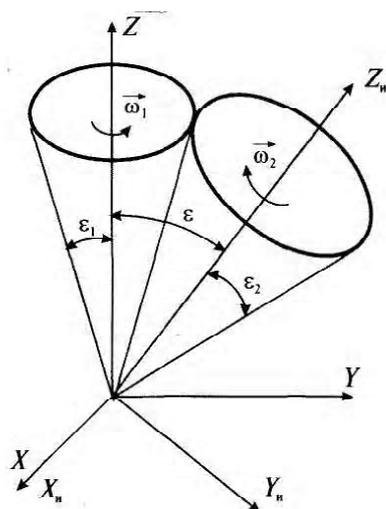


Рис. 7. Схема обработки фасонных цилиндрических поверхностей на зубодолбежном станке с наклонной осью шпинделя

где  $X_u Y_u Z_u$  – координаты вершинных формообразующих точек режущей кромки инструмента;

$t_1$  – угол поворота инструмента вокруг оси  $Z_u$ ;

$t_2$  – угол поворота инструмента вокруг оси  $Z_u$ ;

Соотношение углов  $t_1/t_2$  равно:

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{\omega_1}{\omega_2}.$$

Меняя координаты  $X_u Y_u Z_u$  и соотношение углов  $t_1/t_2$  получаем разнообразные формы обработанной поверхности.

Формообразующей поверхностью может быть рабочая поверхность шлифовального круга.

Определяем форму поверхности детали при её шлифовании фасонным шлифовальным кругом, профиль которого ограничен дугой окружности. Исходная инструментальная поверхность, в данном случае, совпадает с рабочей поверхностью шлифовального круга. Рассмотрим схему обработки, при которой шлифовальный круг вращается вокруг своей оси и совершает прямолинейно-поступательное движение со скоростью  $\vec{V}$ . Положение оси шлифовального круга по отношению к скорости  $\vec{V}$  характеризуется углом наклона  $\tau$  (рис. 8). В результате вращения круга его рабочая поверхность скользит «сама по себе» поэтому обработанная поверхность будет огибающей фасонной поверхности шлифовального круга при его движении со скоростью  $\vec{V}$ .

При графическом определении профиля обработанной цилиндрической поверхности в системе плоскостей проекций  $\Pi_1/\Pi_2$ , изображается шлифовальный круг, профиль которого в истинную вели-

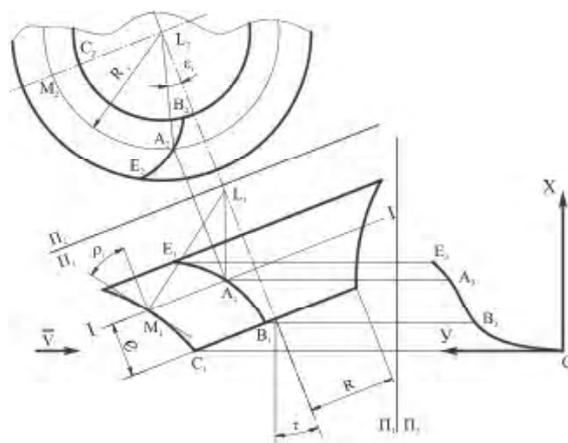


Рис. 8. Определение формы поверхности детали при её шлифовании фасонным кругом

чину проецируется на плоскость  $\Pi_1$ . Рассматривается произвольное сечение I-I, перпендикулярное оси круга, положение которого характеризуется размером  $l$ .

Сечение I-I пересекается с поверхностью круга по окружности радиуса  $R_j$ . Через точку  $M$  профиля круга проводится нормаль  $ML$  к поверхности круга. Поворотом вокруг оси круга нормаль приводится в положение  $LA$ , перпендикулярное скорости  $\vec{V}$ . По свойству общих нормалей точка  $A$  будет точкой характеристики.

Аналогично точке  $A$  находятся другие точки характеристики  $EAB$ . В результате прямолинейно-поступательное движение характеристики со скоростью  $\vec{V}$  создает обработанную цилиндрическую поверхность, профиль которой  $E_2A_3B_3$  в истинную величину проецируется на плоскость  $\Pi_3$ , которая располагается перпендикулярно скорости  $\vec{V}$ .

В рассматриваемом случае обработанная поверхность формируется также граничной окружностью  $BC$  при её поступательном движении со скоростью  $\vec{V}$ . Профиль  $BC$  этой части поверхности в истинную величину проецируется на плоскость  $\Pi_3$ . В соответствии с графическим решением координаты точек профиля  $E_3A_3B_3$  рассчитываются по зависимостям:

$$\sin \varepsilon_1 = \operatorname{tg} \tau \cdot \operatorname{tg} \rho_j;$$

$$X_i = -R_i \cdot \sin \varepsilon_i \cdot \sin \tau;$$

$$Y_i = R_i \cdot \cos \varepsilon_i,$$

где  $\rho_j$  – угол между осью круга и касательной к профилю круга на радиусе  $R_j$ .

На участке  $B_3C_3$  координаты точек профиля обработанной поверхности определяются по зависимости:

$$X = -R \cdot \sin \varepsilon \cdot \sin \tau$$

$$Y = R \cdot \cos \varepsilon.$$

де  $\varepsilon$  – угол, характеризующий положение точки на граничной окружности  $BC$ .

Возможные разнообразные формы обработанных поверхностей создаются путем изменения величин угла  $\tau$  и размеров и форм шлифовального круга.

Рассмотренный способ формообразования фасонных цилиндрических поверхностей, соответствующих участку  $EAB$  используется при заточке задних поверхностей спиральных сверл с криволинейными режущими кромками, что повышает их стойкость по сравнению с прямолинейными кромками. При обработке задних поверхностей спиральных сверл можно использовать оба участка  $EAB$  и  $BC$  и затачивать сверла с заостренной поперечной режущей кромкой.

Разнообразные обработанные сложные поверхности можно создавать, меняя по определенному закону угол  $\tau$  в процессе прямолинейно-поступательного движения.

**Определение кинематической схемы резания при формообразовании заданной поверхности детали известным режущим инструмен-**

**ТОМ**

Этапы определения кинематической схемы резания при формообразовании заданной поверхности детали известным режущим инструментом приведены на рис. 9.

Обработка фасонных поверхностей производится на станках с ЧПУ при соответствующих движениях исполнительных органов станков и непрерывной функциональной связи между ними. Определение законов движения исполнительных органов станка с ЧПУ основывается на положении о том, что исходная инструментальная поверхность, либо формирующие участки режущих кромок инструмента, двигаясь относительно заготовки, должны касаться обработанной поверхности детали.

Фасонные цилиндрические поверхности особо больших размеров целесообразно обрабатывать на станках с ЧПУ торцовыми фрезами. Исследования показали, что применение торцовых фрез взамен цилиндрических концевых фрез позволило при обработке монорельсов поднять производительность в 3-5 раз в зависимости от размеров детали.

Рассмотрим процесс формообразования фасонных цилиндрических поверхностей на трехкоординатных фрезерных станках с ЧПУ торцовыми фрезами, у которых режущая кромка в форме ок-

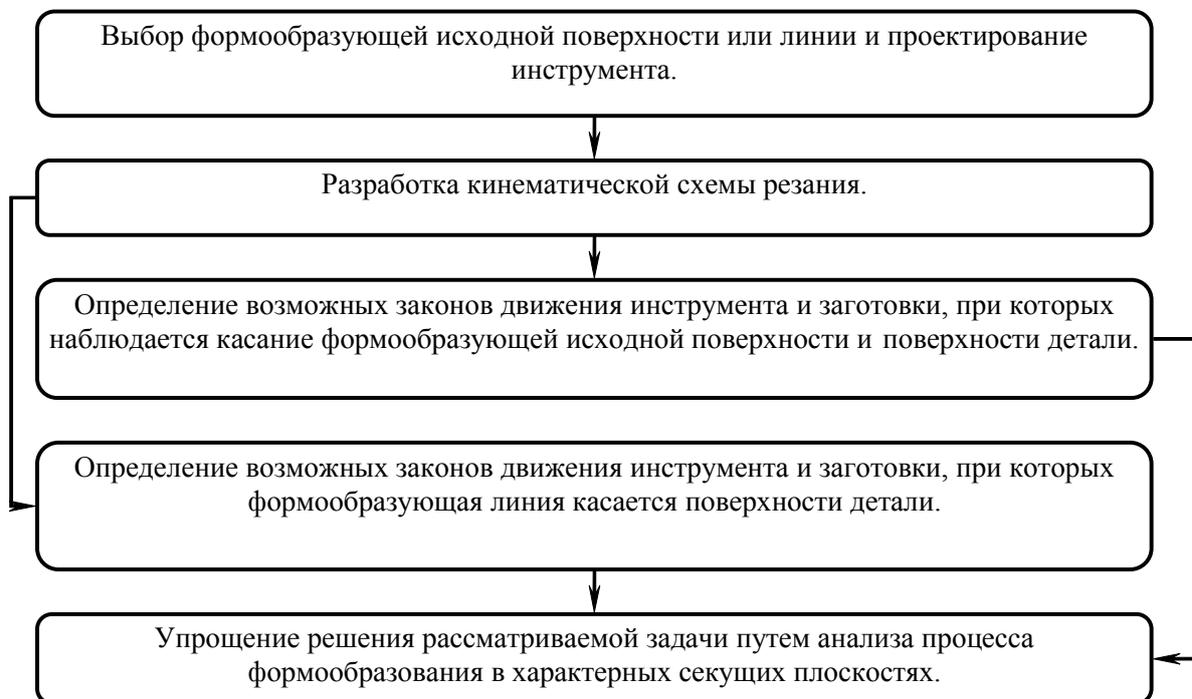


Рис. 9. Схема разработки кинематической схемы резания

ружности радиуса  $\rho$  располагается в плоскости, отстающей от оси фрезы на расстояние  $H$  (рис. 10).

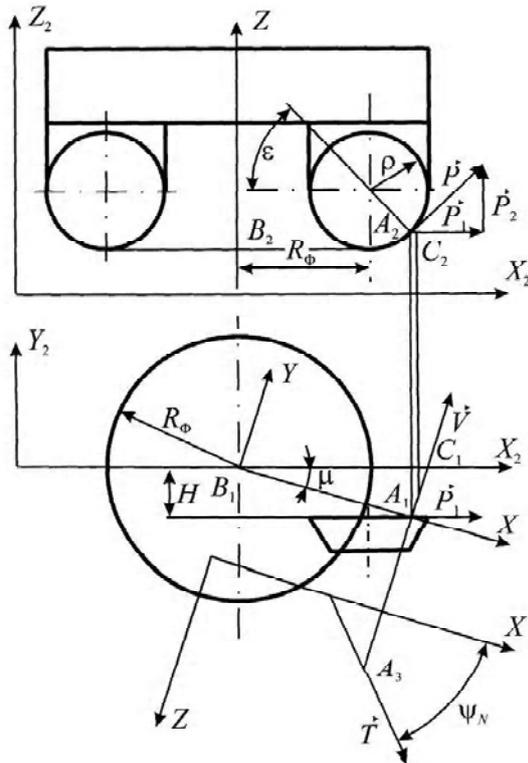


Рис. 10. Схема расположения режущей кромки в форме окружности радиуса  $\rho$  при ротационном фрезировании

При заданном профиле детали выбираются в системе координат  $X_2 Y_2 Z_2$  опорные точки с координатами  $X_E, Y_E = 0, Z_E$ , координата центра  $B$  фрезы в системе  $X_2 Y_2 Z_2$  определяются по зависимостям:

$$X_B = X_E - \frac{R_\phi + \rho \cos \varepsilon}{\cos \mu}; \quad Y_B = 0;$$

$$Z_B = Z_E - \rho(1 - \sin \varepsilon),$$

В соответствии с этим зависимостями рассчитываются величины подач  $S_1$  и  $S_2$  для выбранных опорных точек профиля, т.е. определяется закон координатных перемещений исполнительных органов станка с ЧПУ.

При вращении фрезы её режущие кромки описывают исходную инструментальную поверхность. Угол  $\psi_N$  наклона касательной к профилю исходной инструментальной поверхности в её осевом сечении определяется по зависимостям:

$$\cos \Psi_N = \operatorname{tg} \varepsilon \cdot \cos \mu; \operatorname{tg} \mu = \frac{H}{R_\phi + \cos \varepsilon}.$$

В процессе обработки в опорных точках угол наклона  $\psi$  касательной к профилю детали равняется углу  $\psi_N$ .

#### Выводы

В статье проведен анализ и разработаны общие методы решения основных проблем теории формообразования поверхностей резания.

На этой основе разработано несколько новых процессов формообразования поверхностей и соответствующих режущих инструментов.

#### Перечень ссылок

1. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резания. – К.: Вища школа, 1977. – 192 с.
2. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов. – К.: Вища школа, 1990. – 424 с.
3. Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколаєнко Т.П., Мельничук П.П. Основи формоутворення поверхонь при механічній обробці. – Ж., 2000. – 196 с.

Поступила в редакцию 15.07.2007

*У статті розглянуті питання вирішення проблем теорії формоутворення поверхонь різанням.*

*The development of theory forming of surfaces by cutting has been presented.*

УДК 669.2/.8-034.7

В. А. Шаломеев, Э. И. Цивирко, Н. А. Лысенко, В. В. Клочихин

## РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ РАФИНИРОВАНИЯ ПЕЧНЫХ ДОННЫХ ОСТАТКОВ МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-5

*Разработана ресурсосберегающая технология рафинирования печных донных остатков при выплавке магниевого сплава МЛ-5 путем его фильтрации перед заливкой в форму. Данная технология позволяет получать металл, удовлетворяющий требованиям ГОСТ 2856-79. При этом, обеспечивается повышение выхода годного магниевого литья и снижение безвозвратных потерь сплава при производстве отливок.*

В настоящее время особенно актуальным стала разработка ресурсосберегающих технологий, направленных на экономию энергоресурсов.

В промышленных условиях сплав МЛ-5 выплавляется в газовых печах, где по технологии предусмотрено использование лишь 80 % металла от объема выплавленного. Оставшаяся часть сплава (донные остатки) загрязнена рафинировочными флюсами и не может быть использована для получения литья.

Изучали возможность использования печных донных остатков сплава МЛ-5 путем фильтрации расплава. В качестве фильтров использовали широко применяемые и недорогие материалы: известняк, магнезит, графит (электродный бой) [1], а также комплексный фильтр (33 % известняка + 33 % магнезита + 33 % графита), которые предварительно измельчали до фракции 10-50 мм. и прокаливали при температуре  $500 \pm 5$  °С. Сплав МЛ-5 выплавляли по серийной заводской технологии и разливали в песчано-глинистые формы. Оставшийся печной донный остаток заливали в песчано-глинистые формы для получения образцов. В опытных формах съемную литниковую чашу с исследуемыми фильтрующими материалами устанавливали над стояком (рис. 1). Для сравнения, заливали форму без фильтра (вариант «0»), затем с фильтрами – магнезит (вариант «1»), графит (вариант «2»), известняк (вариант «3») и комплексный (вариант «4»).

В объем исследования входило определение химического состава, физико-механических свойств и микротвердости сплава МЛ-5 полученных вариантов фильтрации.

Временное сопротивление разрыву ( $\sigma_B$ ) и относительное удлинение ( $\delta$ ) при комнатной температуре определяли на образцах диаметром 12 мм, прошедших термообработку (закалка с температуры  $415 \pm 5$  °С ( время выдержки 15 часов) – охлаждение на воздухе; старение при температуре  $200 \pm 5$  °С ( время выдержки 8 часов) – охлаждение на воздухе) на разрывной машине Р5. Физическую

плотность определяли на аналитических весах АW-21 методом взвешивания образцов в воде и на воздухе.

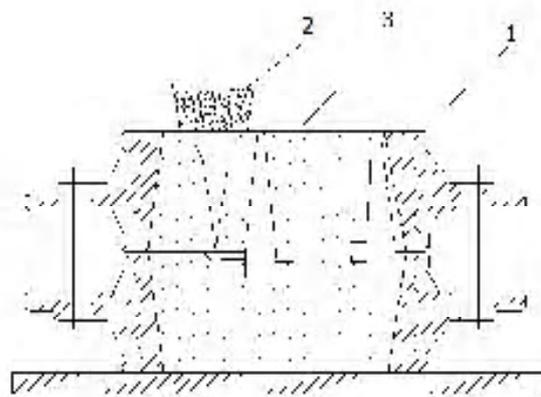


Рис. 1. Схема литейной формы с фильтром для получения образцов:

1 – опока; 2 – съемная литниковая чаша с фильтрующим материалом; 3 – литейная полость формы

Микроструктуру изучали методом оптической микроскопии («Neofot 32») на термически обработанных образцах до и после травления в реактиве, состоящем из 1 % азотной кислоты, 20 % уксусной кислоты, 19 % дистиллированной воды, 60 % этиленгликоля.

Определение микротвердости производили на микротвердомере фирмы «Buehler» при нагрузке индентора равной 10 Г.

Микрорентгеноспектральный анализ структурных составляющих осуществляли на электронном микроскопе «JSM-6360LA».

Химический состав исследуемого сплава после различных вариантов фильтрации удовлетворял требованиям ГОСТ 2856-79 [2] и по содержанию основных элементов находился примерно на одном уровне (таблица 1).

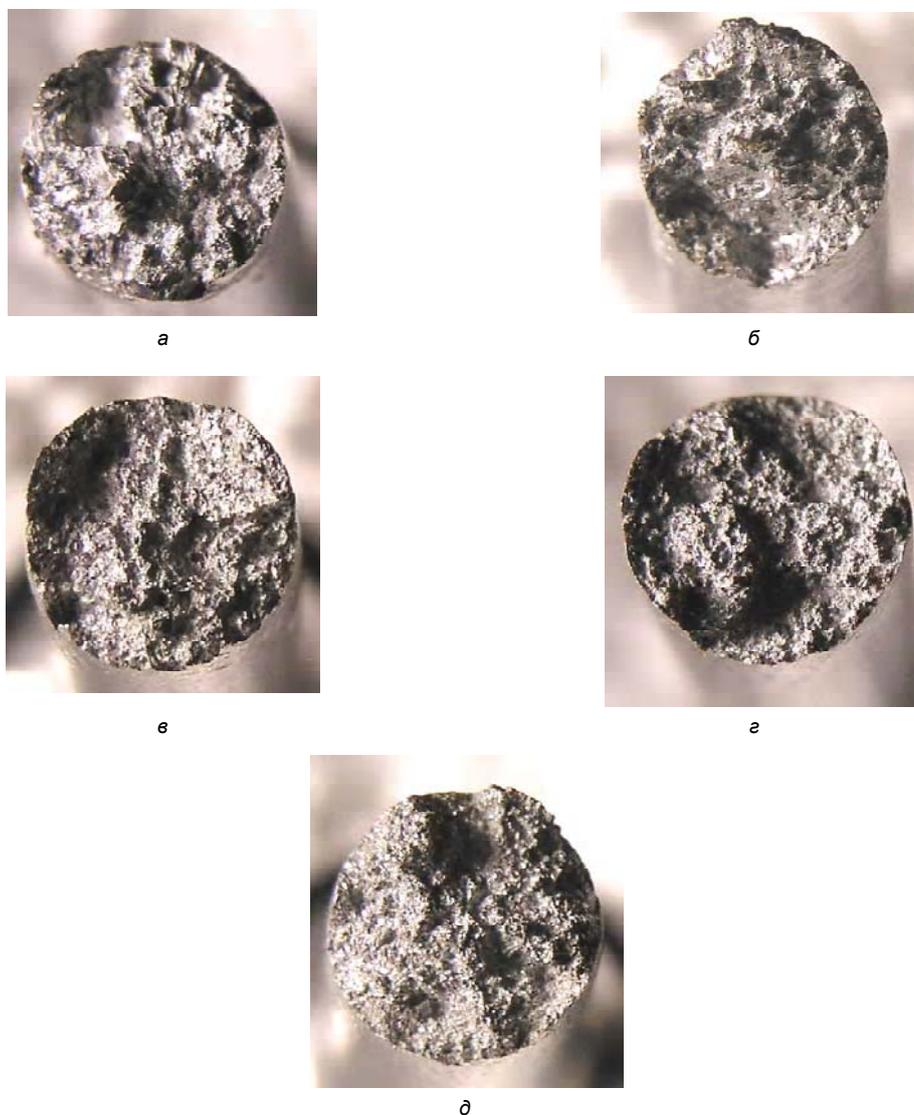
**Таблица 1** – Химический состав сплава МЛ5 после различных вариантов фильтрации\*)

Вариант фильтрации	Массовая доля элементов, %			
	Al	Mn	Zn	Fe
0	8,60	0,20	0,32	0,01
1	8,65	0,26	0,33	0,022
2	8,65	0,26	0,32	0,023
3	8,70	0,29	0,33	0,025
4	8,60	0,31	0,30	0,026
Нормы ГОСТ 2856-79	7,5...9,0	0,15...0,5	0,2...0,8	? 0,06

\*) – Массовая доля меди не превышает 0,01 %, кремния – 0,05 %.

Фрактографическое исследование изломов показало, что фильтрация загрязненного расплава способствовала получению более мелкокристаллической структуры по сравнению с крупнозерни-

стым строением нефильтрованного металла (рис. 2). Наиболее дисперсное строение наблюдалось в изломах образцов, залитых по 3-му и 4-му вариантам.



**Рис. 2.** Структура изломов разрывных образцов из сплава:

МЛ-5 после различных вариантов фильтрации ( $\times 2,5$ ):

*a* – без использования фильтра – 0; *b* – магнезит – 1; *в* – графит – 2; *г* – известняк – 3; *д* – 33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка – 4

Металлографическим исследованием установлено, что структура термообработанного сплава без фильтрации представляла собой  $\delta$ -твердый раствор, упрочненный интерметаллидной фазой  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$ , с наличием небольшого количества эвтектики  $\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  и марганцевистой фазы. Эвтектическая фаза  $\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  располагалась по границам зерен, интерметаллидная  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$ -фаза – как по границам, так и беспорядочно по всему полю зерна (рис. 3, а).

Фильтрация сплава способствовала измельчению как микрочерн, так и эвтектики

$[\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)]$ . Величина зерна в фильтрованном металле была в  $\sim 2,5 \dots 8,5$  раз меньше, чем без фильтрации. При этом, наблюдалось уменьшение размера зерна от 1-го к 4-му варианту (табл. 2).

Большее измельчение зерна наблюдалось при фильтрации по 4-му варианту (33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка). При этом, величина микрочерн была в  $\sim 1,5 \dots 4,0$  раза меньше по сравнению с другими вариантами фильтрации и более чем в 8 раз меньше размеров зерна в металле без фильтрации.

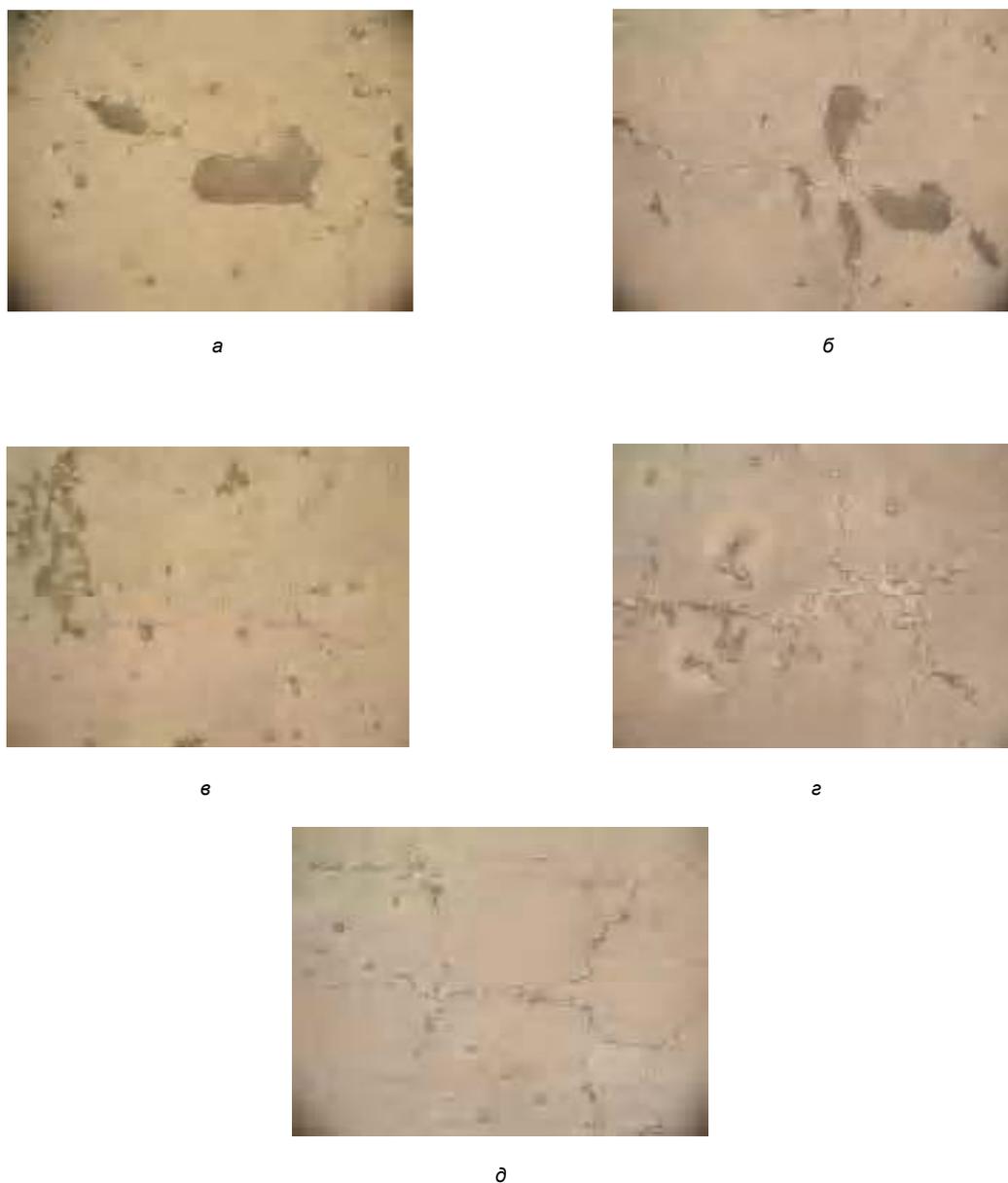


Рис. 3. Микроструктура термообработанного сплава МЛ-5 после различных вариантов фильтрации,  $\times 500$ : а – без фильтра; б – магнезит; в – графит; г – известняк; д – 33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка

**Таблица 2** – Величина микрзерна и структурных составляющих в сплаве МЛ-5 после различных вариантов фильтрации

Вариант фильтрации	Величина микрзерна, мкм	Размер структурных составляющих, мкм	
		интерметаллидная фаза $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$	эвтектика $\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$
0	450...850	2,0...6,0	25...100
1	110...400	2,0...8,0	10...80
2	50...200	2,0...7,0	–
3	50...170	2,0...12,0(скопления)	8...70
4	40...100	2,0...8,0	6...20

В структуре сплава, профильтрованного через графит (вариант 2), выделения эвтектики не обнаружены (рис. 3, д), а в сплаве, отлитом по 4-му варианту, где в составе фильтра содержится 33 % графита, размеры и количество эвтектической фазы  $[\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)]$  было меньше, чем в сплавах с фильтрацией по 1-му и 3-му вариантам (рис. 3, е; ж).

Интерметаллидная фаза  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  в сплавах исследуемых вариантов (за исключением 3-го) равномерно распределена в объеме металла (рис. 4). В образцах из сплава, пропущенного через известняк (вариант 3), наряду с равномерно распределенными частицами  $\gamma$ -фазы наблюдались и их скопления (рис. 4, а). Размеры глобулярных частиц интерметаллида  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  в образцах всех вариантов кроме варианта 3 примерно одинаковы (табл. 3). В сплаве, отлитом по 3-му варианту, размер интерметаллида  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  был в ~ 1,5 раза

крупнее.

Микротвердость матрицы ( $\delta$ -твердый раствор) и структурных составляющих (эвтектика и интерметаллидная фаза) в образцах после различных вариантов фильтрации находилась примерно на одном уровне, но несколько выше, чем в нефильтрованном сплаве (вариант 0) (табл. 3).

Анализ результатов механических испытаний позволил установить, что фильтрация расплава (вариант 1...4) способствовала улучшению как прочностных ( $\sigma_g$ ), так и пластических ( $\delta$ ) свойств в сравнении с нефильтрованным металлом. Более высокие значения механических свойств получены на образцах металла, профильтрованного через комплексный фильтр (вариант 4). Кроме того, для него характерна высокая стабильность полученных результатов (табл. 4).

**Таблица 3** – Микротвердость сплава МЛ-5 после различных вариантов фильтрации

Вариант фильтрации	Микротвердость, НВ, МПа		
	$\delta$ -матрица	эвтектика $\delta+\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$	интерметаллидная фаза $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$
0	894,1...1017,3	1368,9...2288,9	2627,6...5150,0
1	973,5...1064,0	1368,9...2627,6	2627,6...5150,0
2	1064,3...1114,1	1504,7...2627,6	3047,3...5150,0
3	1064,3...1114,1	1504,7...2627,6	3296,0...5150,0
4	1064,3...1114,1	1504,7...2627,6	4256,2...6358,0

**Таблица 4** – Физико-механические свойства сплава МЛ-5 после различных вариантов фильтрации

Вариант фильтрации	Физико-механические свойства при комнатной температуре		
	$\sigma_g$ , МПа	$\delta$ , %	Физическая плотность, г/см <sup>3</sup>
0	185,0	6,2	1,6858
1	232,0	9,2	1,6980
2	225,0	7,3	1,6753
3	246,0	9,8	1,6876
4	275,0	12,8	1,7067
ГОСТ 2856-79	? 230,0	? 2,0	–

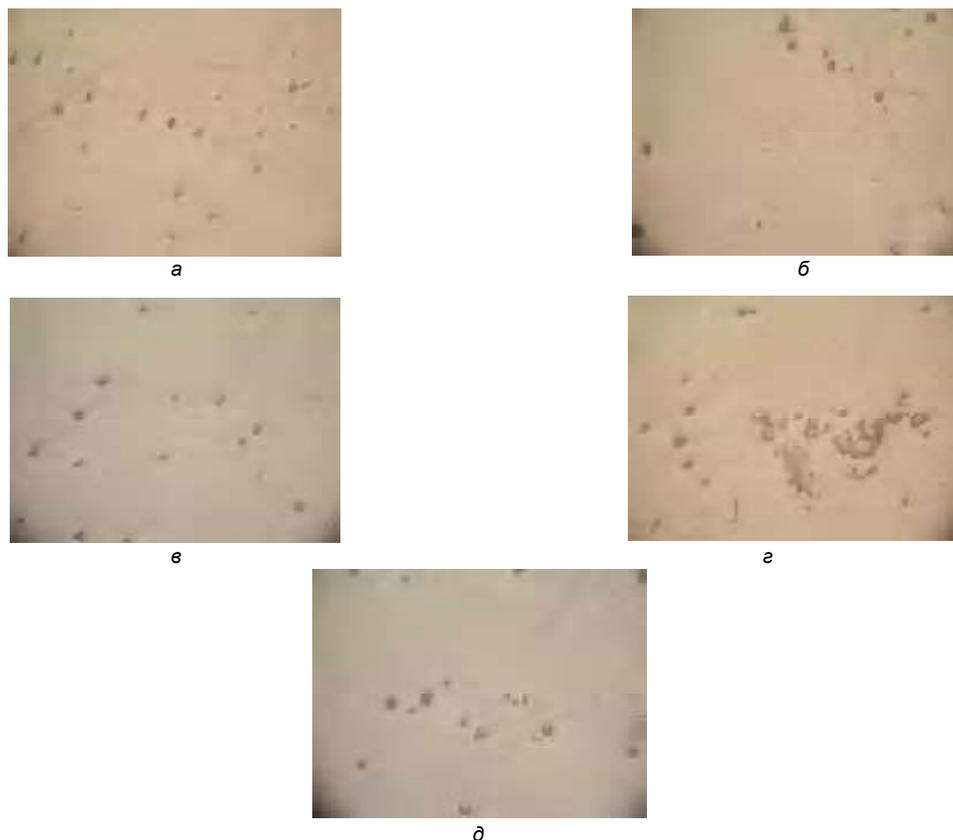


Рис. 4. Интерметаллидная фаза  $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$  в термообработанном сплаве Мл-5 после различных вариантов фильтрации,  $\times 500$ :

а – без фильтра; б – магнезит; в – графит; г – известняк; д – 33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка

Повышение физико-механических свойств отливок печного донного остатка сплава МЛ-5, прошедшего фильтрацию, обусловлено измельчением зерна и некоторым упрочнением структурных составляющих, что позволяет использовать его для получения годных отливок, удовлетворяющих требованиям ГОСТ 2856-79.

#### Выводы

1. Проведены исследования по опробованию различных фильтрующих материалов для очистки печных донных остатков сплава МЛ-5. Установлено, что применение известняка, магнезита или графита позволяет улучшить свойства металла и перевести его в разряд годного.

2. Предложен комплексный фильтр (33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка), обеспечивающий более высокий уровень свойств при фильтрации печных донных остатков магниевого сплава.

3. Данная технология позволяет повысить выход годного литья из магниевых сплавов и получить значительный экономический эффект.

#### Перечень ссылок

1. Альтман М.Б., Белов А.Ф., Добаткин В.И. и др. Магниевые сплавы. Справочник ч. 2. – М.: Металлургия, 1978. – 294 с.
2. ГОСТ 2856-79. Сплавы магниевые литейные. – М.: Госстандарт СССР.

Поступила в редакцию 11.06.2007

*Розроблено ресурсозберігаючу технологію рафінування пічних донних залишків при виплавці магнієвого сплаву МЛ-5 шляхом його фільтрації перед заливанням у форму. Ця технологія дозволяє одержувати метал, що задовольняє вимогам ГОСТ 2856-79. При цьому, забезпечується підвищення виходу придатного магнієвого лиття і зниження безповоротних утрат сплаву при виробництві виливків.*

*The technology of refinement of the oven ground rests is developed at melt of magnesium alloy МЛ-5 by its filtration before filling in the form. The given technology allows to receive the metal which is meeting the requirements of GOST 2856-79. Thus, increase of an output of suitable magnesium moulding and decrease in irrevocable losses of an alloy is provided by manufacture of cast details.*

УДК 621.90-529

А. Я. Качан, В. Ф. Мозговой, С. Б. Беликов, Ю. Н. Внуков, В. П. Карась

## ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ПРОГРЕССИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ С ЧПУ

*Представлена классификация основных направлений развития прогрессивной технологии и металлорежущих станков с ЧПУ для обработки деталей ГТД.*

### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Развитие технологии обработки деталей неразрывно связано с совершенствованием авиационных двигателей, которое осуществляется эволюционным путем.

Основными направлениями развития отечественных и зарубежных авиационных ГТД являются непрерывный рост их основных параметров – тяги и степени двухконтурности.

Совершенствование турбореактивных двухконтурных двигателей (ТРДД) связано с повышением эффективности рабочего процесса, экономичности и с увеличением ресурса. Растут температура газа перед турбиной ( $T_g$  до 1665 °К) и давление рабочего тела ( $p_k$  до 20.....35). Повышается топливная эффективность. Повышаются окружные скорости рабочих колес компрессора и турбины, а вместе с ними – и скорости движения рабочих тел.

Возрастает напряженность ступеней вентилятора, компрессора и турбины, что предопределяет необходимость применения высокопрочных материалов, эффективно работающих при рабочих температурах эксплуатации деталей ГТД.

Растет К.П.Д. цикла в авиадвигателях 4-го и 5-го поколений (до 0,425.....0,47). Возрастает температура в камере сгорания ( $T_{сг}$ , °К до 1900.....2200). Происходит смена поколений применяемых материалов для изготовления деталей ГТД.

Конструкционные и легированные стали заменяют новыми титановыми и жаропрочными сплавами. Сплавы с равноосной структурой – на сплавы с направленной структурой эвтектическими и монокристаллическими, температурный уровень работоспособности которых на 150.....170 °С выше.

По удельным характеристикам, особенно по удельному пределу выносливости, титановые сплавы значительно превосходят стали и алюминиевые сплавы.

Доля титановых и жаропрочных сплавов в конструкции авиадвигателя возросла от 31,5 % для двигателей 2-го поколения до 89 % для двигателей 4-го поколения.

Вместе с этим обрабатываемость резанием новых авиационных сплавов в 10.....20 раз ниже, чем

у их предшественников. Поэтому в отрасли непрерывно наращивают «зубы промышленности». Разрабатывают и применяют новые режущие материалы. Сравнение различных видов режущих материалов по скорости резания, износостойкости, теплостойкости показывает, что новые композитные и керамические режущие материалы значительно превосходят ранее применяемые металлические режущие материалы.

Происходит смена поколений применяемых инструментов технологического оснащения. В конструкции авиадвигателей 4-го и 5-го поколений появляются новые конструктивные элементы, которых раньше не было – это блиски, блинги, широкохордовые лопатки, а также сложные корпусные детали, обечайки, валы и т.д. (рис. 1-3).

Повышаются требования к точности и качеству обработки деталей ГТД.

### Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

В настоящее время сложнопрофильные и высокоточные детали ГТД обрабатывают на 3...6 осевых, многошпиндельных высокоскоростных обрабатывающих центрах с ЧПУ, особенности применения которых подробно отражены в публикациях [1, 2, 3]. Однако до настоящего времени в литературных источниках не представлены современные тенденции развития как прогрессивной технологии обработки деталей авиационных двигателей, так и металлорежущих станков с ЧПУ, что не позволяет определить их перспективные направления.

**Цель работы** – определить основные направления современного развития прогрессивной технологии обработки деталей ГТД, а также основные тенденции развития конструкции металлорежущих станков с ЧПУ.

### Содержание и результаты исследований

Основные направления современного развития прогрессивной технологии обработки деталей ГТД определялись, прежде всего, исходя из опыта ОАО «Мотор Сич», ГП ЗМКБ «Прогресс», родственных заводов России и по информации, имеющейся в открытой печати.

Тенденции развития металлорежущих станков



Рис. 1. Центробежное и осевые моноколеса

с ЧПУ выявлялись при анализе конструктивных особенностей современных станков с ЧПУ, которые получили распространение в странах СНГ и за рубежом.

**Особенностями современной технологии обработки деталей ГТД являются** (рис. 4):

- высокая концентрация технологических операций;
- применение высокоскоростной обработки, в том числе и финишной;
- смена поколений применяемых инструментов, технологического оснащения и оборудования;
- применение интегрированных систем технологической подготовки производства;
- интегрированная технологическая подготовка производства осуществляется в единой сети корпорации: разработчика ГТД и серийного завода изготовителя;

- интеграция и управление технологическим оборудованием осуществляется в единой корпоративной сети предприятия;

- интеграция производственных технологий с информационными;

- развитие технологии происходит в направлении обеспечения всех этапов жизненного цикла изделия (CALS технологии) с представлением в электронном виде в едином информационном пространстве.

Основные тенденции развития металлорежущих станков с ЧПУ представлены на рис. 5, которые условно можно разделить на два вида: технологические и конструктивные.



Рис. 2. Корпусные детали ГТД



Рис. 3. Обечайки и валы ГТД



Рис. 4. Особенности современной технологии обработки деталей ГТД

**Технологические тенденции:**

- повышается производительность и точность обработки;
- комплексная обработка на одном станке;
- высокоскоростное фрезерование, точение, шлифование.
- возможности черновой и чистовой обработки на одном станке;
- твердое точение;
- измерение деталей непосредственно на оборудовании;
- интеграция производственных технологий с информационными.

**Конструктивные тенденции:**

- станки со встроенными измерительными системами на основе лазерных технологий;
- с контролем вибраций на шпинделе;
- интегрированное оборудование с горизонтальной и вертикальной компоновкой;
- высокомоментные, прямые приводы, линейные двигатели, станины из минерального литья, гидростатические направляющие и опоры из керамики и т.д.;
- наращивание вычислительных возможностей и быстродействия процессоров систем управления станков с ЧПУ;

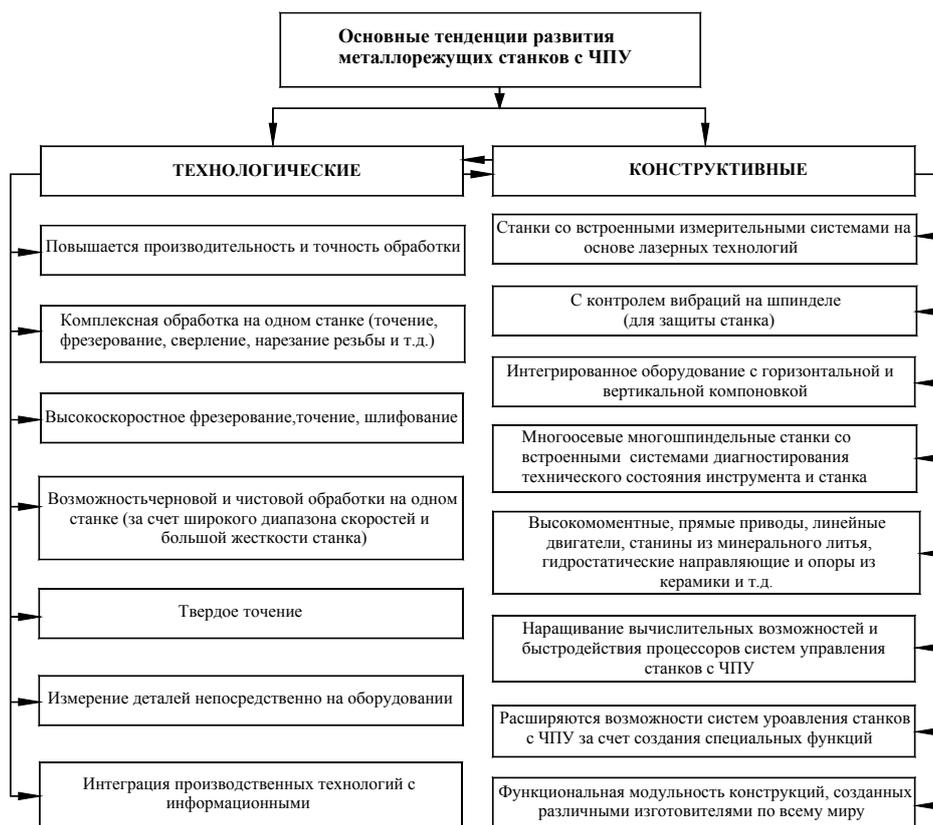


Рис. 5. Основные тенденции развития металлорежущих станков с ЧПУ

- расширяются возможности систем управления станков с ЧПУ за счет создания специальных функций;

- встроенная система диагностирования технического состояния инструмента и станка.

#### Перспективы дальнейших исследований

Дальнейшие исследования должны быть направлены на:

- углубление анализа мировых тенденций развития прогрессивных технологий применительно к конкретному типу деталей авиационных двигателей;

- определение мировых тенденций развития всего парка технологического оборудования, применяемого при изготовлении деталей авиационных двигателей;

- установление новых тенденций развития прогрессивных технологий, технологического оснащения, инструмента и оборудования.

#### Выводы

Представлена классификация основных направлений развития прогрессивных технологий и металлорежущего оборудования с ЧПУ для изго-

товления сложнопрофильных и высокоточных деталей современных авиационных двигателей.

#### Перечень ссылок

1. Качан А.Я., Петров С.В., Панасенко В.А., Мозговой С.В., Карась Г.В. Технология обработки моноколес высокоскоростным фрезерованием // Вестник двигателестроения. – № 1. – 2006. – С. 106-117.
2. Качан А.Я., Панасенко В.А., Мозговой С.В., Карась Г.В. Особенности применения твердосплавного инструмента при токарной обработке дисков авиационных ГТД на станках с ЧПУ // Вестник двигателестроения, – № 1. – 2006. – С. 130-135.
3. Панасенко В.А., Качан А.Я., Карась Г.В., Мозговой С.В. Особенности обработки корпусных деталей ГТД на обрабатывающих центрах с ЧПУ // Вестник двигателестроения, – № 1. – 2007. – С. 90-97.

Поступила в редакцию 7.06.2007

*Представлено класифікацію основних напрямків розвитку прогресивних технологій та металорізальних верстатів із ЧПК для виготовлення деталей ГТД.*

*The primary development directions of CNC equipment and technology for GTE's parts manufacturing is classified and presented.*

УДК: 539.26:621.438

*С. В. Лоскутов, П. Д. Жеманюк, Г. В. Пухальская, С. В. Сейдаметов*

## УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА ДЕТАЛЕЙ ОБКАТКОЙ СТАЛЬНЫМИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ

*Разработан метод обработки металлических деталей обкаткой стальными шариками в магнитном поле. На основе рентгеновской дифрактометрии показано, что такая обработка образцов из сплава титана ВТЗ-1 приводит к изменениям структуры материала приповерхностного слоя, вследствие чего формируются сжимающие остаточные макронапряжения порядка 400–600 МПа, что благотворно влияет на сопротивление усталости.*

### Введение

Для повышения эксплуатационных характеристик деталей газотурбинных двигателей (ГТД) применяются разнообразные методы поверхностного пластического деформирования (ППД) [1]. Подбирая оптимальные режимы обработки, можно формировать поверхностный слой с заданными параметрами микрогеометрии и физико-механическими свойствами материала. Наиболее сложным является выбор оптимальных режимов при обработке лопаток компрессора из титановых сплавов. Сложная геометрия поверхности пера лопаток, тонкие кромки, необходимость достижения оптимального распределения остаточных напряжений как по поверхности пера так и по глубине детали вызывают необходимость разработки новых методов отделочно-упрочняющей обработки. Представляется перспективным метод магнитно-абразивного полирования с одновременной упрочняющей обработкой ударами стальных шариков в магнитном поле [2]. На пути развития этого метода была поставлена задача исследовать закономерности формирования остаточных макронапряжений в компрессорных лопатках при их колебательном движении в рабочей среде из стальных шариков, помещённых в магнитное поле.

Обкатка лопатки компрессора стальными шариками, удерживаемыми силами магнитного поля в рабочей зоне, оказывает незначительное влияние на геометрическую форму лопатки. Стальные шарики располагаются между полюсами электромагнита, создавая квазиупругую среду, свойства которой можно варьировать, изменяя параметры магнитного поля. При движении лопатки через рабочую зону стальные шарики обкатываются по поверхности детали, оказывая при этом определённое контактное давление. В результате контактной нагрузки материал поверхностного слоя испытывает упругопластическое деформирование. При этом реализуется многократное пластическое деформирование материала приповерхностного слоя и формирование остаточных напряжений. Изучению особенностей формирования остаточных напряжений в лопатках компрессора в результате обкатки их

стальными шариками в магнитном поле посвящена настоящая работа.

### Методика эксперимента

В качестве материала для исследований были выбраны лопатки компрессора из сплава титана ВТЗ-1. Подготовка образцов заключалась в отжиге образцов в вакууме  $(3,325 \pm 0,005) \cdot 10^{-3}$  Па при температуре  $(900 \pm 3)$  °С в течение трех часов.

Для определения остаточных макроскопических напряжений применяли метод « $2\theta - \sin^2\psi$ », где  $\theta$  – угол Вульфа-Брэгга,  $\psi$  – угол между нормалью к отражающей плоскости и к поверхности образца [3]. Измерения выполнялись на кобальтовой трубке ( $K_{\beta}$ -линия) при ускоряющем напряжении 30 кВ и токе 30 мА. Анализировалась линия (213)  $\alpha$ -титана. Площадь анализируемого участка поверхности образца составляла  $0,5 \times 3$  мм<sup>2</sup>. Осуществлялось однократное сканирование с шагом 0,1 град и постоянной времени 10 с. Данные, полученные на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3М, подвергались обработке в программе «Origin». Проводились следующие операции: сглаживание кривых; вычитание фона; аппроксимация по Гауссу; расчет центра тяжести пиков. При расчете напряжений по пяти точкам, использовали модуль Юнга  $E = 11,7 \cdot 10^{10}$  Па и коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ . Методом М.М. Давиденкова были получены эпюры распределения остаточных макронапряжений по глубине.

Для лабораторных исследований процесса деформационно-магнитной обработки (ДМО) лопаток ГТД на кафедре физики ЗНТУ была разработана и изготовлена лабораторная установка, блок – схема которой представлена на рис. 1. За основу был взят способ осциллирующего движения детали. В качестве рабочих тел использовались стальные шарики из материала ШХ15 различных диаметров. Колебания пера лопатки в магнитной среде стальных шариков осуществлялись с помощью генератора механических колебаний 4 типа ГМК-1. Лопатка крепилась в специальной державке и могла быть установлена под произвольным углом к плоскости колебаний. Амплитуда и частота колебаний

задавались генератором синусоидальных колебаний 3 типа Г-54. Амплитуду скорости лопатки контролировали цифровым вольтметром 5 типа В7-35. Индукцию магнитного поля измеряли датчиком 6 цифрового вольтметра 2 типа Щ 4311.

Для оценки состояния рабочей среды (плотности, упругости) нами был предложен метод измерения электрического сопротивления между лопаткой и электродами на границе рабочей зоны. Измерения проводили на постоянном токе при помощи одинарного моста 9 типа М-61. Управление величиной магнитного поля осуществлялось питанием катушки электромагнита от источника постоянного 10 тока ЛИПС. Варьировалось время обработки, диаметр и количество стальных шариков.

### Результаты и их обсуждение

Изменение электросопротивления в процессе относительного движения лопатки и рабочей среды определяется изменением фактической площа-

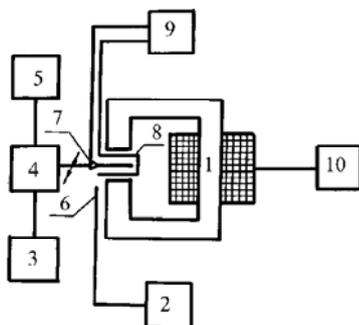


Рис. 1. Блок-схема экспериментальной установки для деформационно-магнитной обработки лопаток:

1 – электромагнит; 2, 6 – блоки измерения магнитного поля; 4 – генератор механических колебаний; 3, 5 – блоки управления и регистрации колебаний; 7 – лопатка; 8 – электрод; 9 – блок резистометрии; 10 – блок питания электромагнита

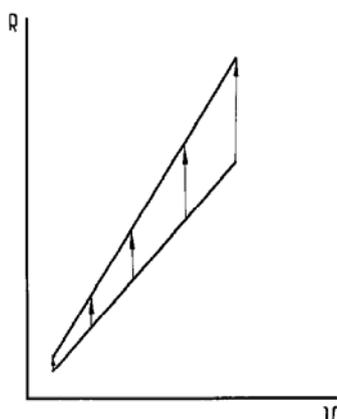


Рис. 2. Изменение электросопротивления между лопаткой и средой из стальных шариков в магнитном поле в зависимости от скорости пера лопатки

ди касания стальных шариков с поверхностью пера лопатки. Амплитуда скорости колебаний лопатки зависит от величины результирующей силы, определяемой силой, вынуждающей колебания, и силой сопротивления упругому сдвигу стальных шариков в магнитном поле. Различные по своей природе, экспериментально измеряемые характеристики несут информацию об одном процессе, о взаимодействии шариков с пером лопатки. Представленная на рис. 2 зависимость свидетельствует о разуплотнении шариков в окрестности осциллирующего пера лопатки.

Совершается работа против сил сопротивления. Разуплотнение среды из стальных шариков уменьшается с увеличением магнитного поля установки.

В таблице 1 представлены результаты определения остаточных макронапряжений для различных режимов обработки лопаток. Прежде всего, следует отметить хорошую линейность графиков в рентгеноструктурном методе определения остаточных напряжений « $2\theta - \sin^2\psi$ » [4]. Это означает, что в результате ДМО формируется однородная дефектная кристаллическая структура и в приповерхностном слое реализуется плосконапряжённое состояние материала. Важнейшими критериями увеличения сопротивления усталости и уменьшения рассеяния долговечности лопаток ГТД являются величина остаточных сжимающих напряжений и глубина распространения их в приповерхностном слое. Применение различных методов упрочняющих обработок на основе ППД приводит к формированию в поверхностном слое компрессорных лопаток остаточных сжимающих напряжений (порядка 500÷700 МПа) и распространения их на глубину до сотни микрометров [1].

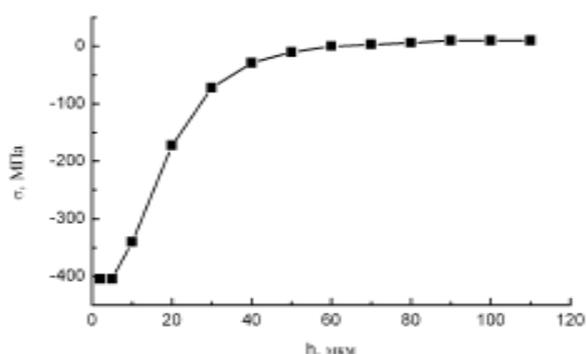
С увеличением диаметра шариков качество поверхности ухудшалось, так как образовывались деформационные следы вдоль пера лопатки. Величина остаточных макронапряжений при обработке шариками одного диаметра, но с различающимися другими параметрами изменялась в пределах от -400 МПа до -600 МПа (лопатки 21, 23, 39). Качественный поверхностный слой пера лопаток формировался при комплексной обработке (лопатки 78, 79, 95). Микрогеометрия поверхности соответствовала полировке, а остаточные сжимающие напряжения были на уровне 600 МПа.

Как видно из таблицы 1 и рис. 3, полученные в работе результаты существенно не уступают по данным параметрам традиционным методам упрочняющих обработок. К преимуществам разработанного метода ДМО следует отнести мягкую схему деформационного процесса, когда взаимодействие сопряжения стальной шарик – приповерхностный слой детали взаимосогласованное. Другим важным моментом контактного деформационного процесса является влияние

**Таблица 1** – Результаты рентгенодифрактометрических измерений остаточных макронапряжений на лопатках до и после обработки обкаткой стальными шариками в магнитном поле

Номер лопатки	Остаточные макронапряжения, МПа	Обработка лопаток
34,39	- (10 ч 15)	После вакуумного отжига при температуре 900 °С 3 часа.
21	- 623	КВ: $B = 0,19$ ; $d = 1,6$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 3$ ; $\tau = 30$
79	- 613	КВ: $B = 0,32$ ; $d = 2,3$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 20$ УК: $B = 0,29$ ; $d = 0,63$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 3$ ; $\tau = 20$
23	- 597	КВ: $B = 0,19$ ; $d = 1,6$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 15$
95	- 598	КВ: $B = 0,32$ ; $d = 2,3$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 10$ КВ: $B = 0,32$ ; $d = 1,6$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 10$ УК: $B = 0,29$ ; $d = 0,63$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 10$
78	- 570	КВ: $B = 0,32$ ; $d = 1,6$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 25$ УК: $B = 0,29$ ; $d = 0,63$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 10$
76	- 514	УК: $B = 0,29$ ; $d = 0,63$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 3$ ; $\tau = 30$
39	- 417	КВ: $B = 0,32$ ; $d = 1,6$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 30$
63	- 298	КВ: $B = 0,32$ ; $d = 2,3$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 5$ ; $\tau = 15$
8	- 180	УК: $B = 0,29$ ; $d = 0,36$ ; $\nu = 50$ ; $2a = 3$ ; $\tau = 30$

Примечания:  $B$  – индукция магнитного поля в рабочей зоне электромагнита без стальных шариков, Тл;  $d$  – диаметр шариков, мм;  $\nu$  – частота колебаний лопатки вдоль пера, Гц;  $a$  – амплитуда колебаний лопатки, мм;  $\tau$  – время обработки, мин. Сечение магнитопровода: КВ – квадратное,  $35 \times 35 \text{ мм}^2$ , рабочая зона –  $35 \times 35 \times 13,5 \text{ мм}^3$ ; УК – под усеченный конус, с диаметром 6 мм, рабочая зона –  $(\pi 6^2/4) \times 13,5 \text{ мм}^3$ .



**Рис. 3.** Распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя пера лопатки № 23 после обработки стальными шариками в магнитном поле

магнитного поля на деформирование титанового сплава, так называемый магнитоэластический эффект [5]. За счет влияния слабого магнитного поля происходят изменения в ионно-электронной структуре металла способствующие движению дислокаций. В результате появляется дополнительная составляющая деформации и соответ-

ствующая этому упрочняемость металла. Рассмотренный метод упрочняющей обработки деталей машин может быть полностью автоматизированным, так как возможна обратная связь между параметрами обработки и электроспротивлением рабочей среды-детали, определяющим контактный деформационный процесс.

### Выводы

1. Показано, что обработка лопаток из сплава титана ВТ3-1 обкаткой стальными шариками в магнитном поле приводит к изменению структуры в материале приповерхностного слоя детали, вследствие чего формируются сжимающие остаточные макронапряжения порядка  $400 \div 600 \text{ МПа}$ .

2. Обнаружено, что наиболее оптимальная микрогеометрия поверхности и величина остаточных сжимающих напряжений в приповерхностном слое детали формируются при комплексной обработке шариками разных диаметров.

3. Автоматизация процесса обработки и возможность варьирования параметров упрочнения дают основание считать перспективным развитие метода упрочняющей обработки деталей на основе об-

катки шариками в магнитном поле.

#### Перечень ссылок

1. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть 1. Монография. – Запорожье: ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.
2. Лоскутов С.В., Левитин В.В., Кононов В.В., Степаненко В.Н. Способ магнитно-абразивной обработки деталей А.с. 1815184 СССР, МКИ В24 В31/112.-11.10.1992. – Бюл. № 18, 15.05.93.
3. Серпецкий Б. А., Лоскутов С. В., Левитин В. В., Манько В. К. Повышение точности и производительности рентгенодифрактометрических измерений макроскопических напряжений // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. Физические методы исследования и контроля. – 1998. –3. – С. 28-30.
4. Васильев Д.М., Трофимов В.В. Современное состояние рентгеновского способа измерения макронапряжений // Заводская лаборатория. – 1984. – 50, № 7. – С. 20-29.
5. Головин Ю.И. Магнитопластичность твердых тел // Физика твердого тела. – 2004. – 46, № 5. – С. 769-803.

Поступила в редакцию 21.06.2007

*Розроблено метод обробки металевих деталей обкаткою сталевими кульками в магнітному полі. На основі рентгенівської дифрактометрії показано, що така обробка зразків зі ступу титана BT3-1 приводить до зміни структури в матеріалі приповерхневого шару, внаслідок чого відбувається формування стискуючих залишкових макронапружень порядку 400÷600 МПа, що сприятливо впливає на втомлювальну міцність.*

*New method of engine parts surface hardening is presented. This process is based on strengthening of details by rolling steel balls in magnetic field. Based on X-ray diffractometry it is shown that such processing of alloy titanium BT3-1 samples results in structural changes in the material of subsurface layer, which in its turn results in forming of compressing residual macrostresses about 400÷600 MPa that favorably influences the resistance of fatigue.*

УДК 621.923

А. А. Беляев, Б. Карпушевский, Л. Г. Дюбнер, В. С. Майборода

## ВЛИЯНИЕ СТРУЙНО-АБРАЗИВНОЙ И МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТОК НА СОСТОЯНИЕ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ И РЕЖУЩИХ КРОМОК СВЕРЛ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

*Представлен сравнительный анализ влияния процессов струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок на шероховатость рабочих поверхностей и микрогеометрию режущих кромок сверл из быстрорежущей стали. Предлагается использовать метод магнитно-абразивной обработки, как подготовительную операцию перед нанесением износостойких покрытий.*

### 1 Вступление

Одним из ведущих способов повышения работоспособности режущих инструментов является ионно-плазменное напыление износостойких покрытий [1, 2]. Струйно-абразивная или, так называемая, пескоструйная обработка инструментов является на сегодняшний день неотъемлемой подготовительной операцией перед нанесением покрытий [2, 3]. Однако, недостатком данного метода, особенно при его реализации на оборудовании ручного типа, является невозможность направленного воздействия на состояние и микрогеометрию режущих кромок, а также неравномерность обработки рабочих поверхностей инструмента. Кроме того, струйно-абразивная обработка нередко ведет к повышению шероховатости поверхностей и, как следствие, к ухудшению качества наносимых износостойких пленок. Рост шероховатости, в свою очередь, ведет к образованию локальных напряжений в покрытии, что негативно сказывается на его эксплуатационных характеристиках.

Современные тенденции развития инструментального производства направлены на повышение качества рабочих поверхностей инструментов, а также на поиск возможностей контролируемого управления микрогеометрией их режущих кромок

[4]. Особенно это касается концевой режущей инструмента.

Одним из возможных путей решения вышерассмотренных задач является метод магнитно-абразивной обработки (МАО) по схеме типа «кольцевая ванна» с большими рабочими зазорами [5, 6, 7].

Целью данной работы являлось проведение сравнительного анализа влияния струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок на микрогеометрию и состояние режущих кромок, а также на шероховатость рабочих поверхностей сверл диаметром 7,0 мм фирмы «Garant» и 6,8 мм фирмы «Fette», изготовленных из быстрорежущей стали (аналог Р6М5). Исследовался эффект МАО как до, так и после нанесения на сверла износостойкого покрытия TiN ионно-плазменным вакуумно-дуговым методом (Arc-PVD).

### 2 Методика проведения экспериментов

Струйно-абразивная обработка сверл проводилась на промышленной установке типа TR-140-DG фирмы «Sigg Strahltechnik GmbH». Установка, параметры и схема обработки показаны на рис. 1.

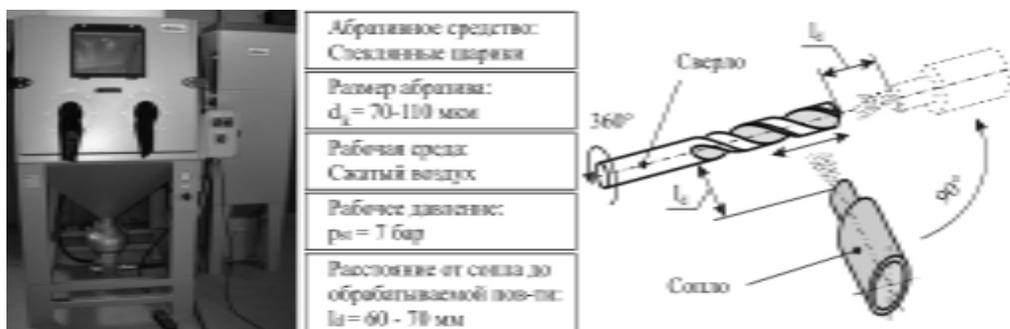


Рис. 1. Установка, параметры и схема струйно-абразивной обработки

Обработка велась сначала вдоль оси сверла с прокручиванием его в руке на  $360^\circ$  на протяжении пяти секунд, затем сопло было направлено непосредственно на вершину сверла в течение трёх секунд. Расстояние от сопла до обрабатываемой поверхности составляло 60–70 мм.

Магнитно-абразивную обработку выполняли на специальной установке типа «кольцевая ванна» с большим рабочим зазором, равным 30 мм. На рис. 2 показан общий вид установки с расположением сверла в рабочем зазоре, заполненном магнитно-абразивным порошком, исполняющим роль магнитно-абразивного инструмента (МАИ).

Обрабатываемое сверло совершает вращательное движение вокруг оси кольцевой ванны, а также вокруг собственной оси. С целью получения полирующего или же полирующе-упрочняющего воздействия обработка непокрытых и покрытых свёрл выполнялась магнитно-абразивными порош-

ками с различной формой частиц (округлые и оскольчатые) и различным размером в диапазоне 63–630 мкм. Направление вращения сверла в массе МАИ изменялось, при этом скорость обработки была постоянной – 2,5 м/с [5, 7].

После выполнения струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок был проведен сравнительный анализ состояния микрогеометрии рабочих элементов свёрл. Измерения шероховатости калибрующей ленточки, передней и задней поверхности выполнялось на специализированном профилемере FORM TALYSURF 120 PC Фирмы «Taylor Hobson». Контроль величины радиуса округления режущих кромок и их визуального состояния осуществлялся на 3D-оптическом приборе «MikroCAD» фирмы «GF Messtechnik GmbH», а также с помощью универсальной оптической установки «Genius 3s» фирмы «E. Zoller GmbH & Co. KG». Кроме этого были произведены снимки режущих кромок под микроскопом.

### 3 Результаты исследований

Полученные результаты показывают, что, варьируя параметры и кинематику процесса МАО, можно целенаправленно влиять на свойства рабочих поверхностей сверл и управлять микрогеометрией их режущих кромок. На рис. 3 приведены значения шероховатости по задней поверхности непокрытых сверл диаметром 7,0 мм после пескоструйной обработки и магнитно-абразивной обработки оскольчатым порошком «Полимам-Т» фракцией 160/100 мкм. Величина магнитной индукции в рабочем зазоре составляла 0,25 Тл, а время обработки 180 с.

Из диаграмм на рис. 3 видно, что струйно-абразивная обработка приводит к росту значения шероховатости  $R_a$  на передней поверхности сверл с 0,44 мкм до 0,56 мкм. При этом необходимо отметить,

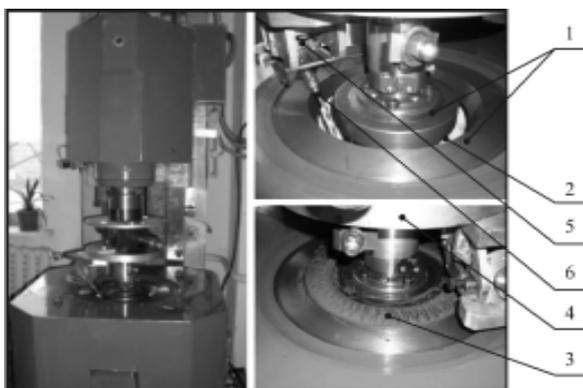


Рис. 2. Установка для МАО типа «кольцевая ванна»:

- 1 – полюсные наконечники; 2 – рабочий зазор;
- 3 – МАИ; 4 – базовая плита; 5 – поворотное приспособление;
- 6 – обрабатываемое сверло

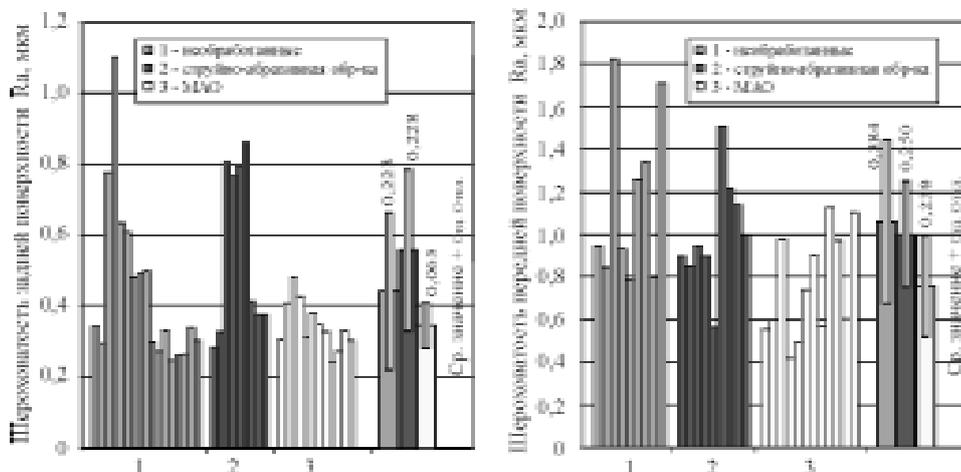


Рис. 3. Влияние МАО и пескоструйной обработки на состоянии передней поверхности непокрытых сверл из быстрорежущей стали

что значение стандартного отклонения, как показателя степени разброса отдельных значений шероховатости от ее средней величины, практически не изменилось. После MAO шероховатость передних поверхностей улучшилась до 0,35 мкм, и более чем в 3 раза уменьшилось значение стандартного отклонения.

Среднее значение шероховатости передних поверхностей уменьшилось после струйно-абразивной обработки до 1,0 мкм, а после MAO до 0,75 мкм, при исходном значении необработанных сверл 1,06 мкм. Значение стандартного отклонения после струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок уменьшилось соответственно в 1,5 и 1,6 раза. Надо учесть, что число выборки отрезков и длин измерения не соответствовало стандарту DIN EN ISO 4288-1998, что связано со сложностями измерения, обусловленными геометрией сверл.

Изменение шероховатости поверхности калибрующей ленточки сверл в зависимости от метода

их обработки показано на рис. 4. Посредством MAO достигнуто улучшение шероховатости в 1,8 раза, в то время как ее значение после пескоструйной обработки практически не изменилось.

Немаловажным является рост относительной опорной длины микропрофиля (рис. 5), что говорит о равномерности воздействия МАИ на обрабатываемую поверхность и является предпосылкой для повышения прочности сцепления покрытия с инструментальным материалом.

Исследования состояния и микрогеометрии режущих кромок показали, что с помощью MAO, в зависимости от кинематики и параметров процесса, можно добиться как заданного округления, так и заострения режущих кромок сверл. Причем, в отличие от пескоструйной обработки, MAO приводит к значительному уменьшению разброса значения радиуса по всей длине режущей кромки. Так, MAO быстрорежущих сверл  $\varnothing$  6,8 мм фирмы

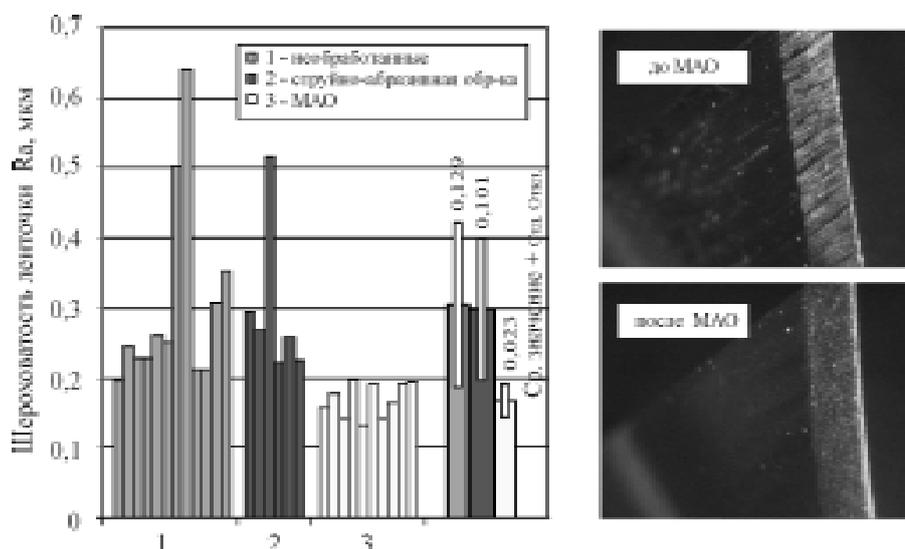


Рис. 4. Влияние MAO и пескоструйной обработки на шероховатость калибрующей ленточки

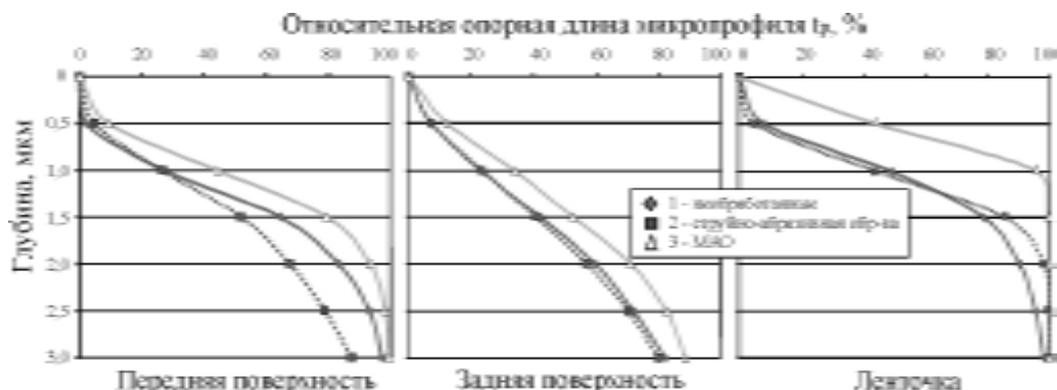


Рис. 5. Влияние MAO и пескоструйной обработки на относительную опорную длину микропрофиля

«Fette» порошком «Полимам-Т» (фракция 200/160 мкм) по схеме «стекание - атака» в течение 120 с привела к заострению режущих кромок до 0,095-0,012 мм, при исходных радиусах 0,014-0,016 мм. Обработка сверл  $\varnothing 7,0$  мм фирмы «Garant» порошком «Полимам-Т» (фракция 160/100 мкм) в течение 180 с привела к незначительному, но равномерному округлению режущих кромок до 0,017-0,019 мкм. Исходные радиусы лежали в пределах 0,014-0,018 мкм.

Оценка состояния режущих кромок, их зазубренности, выполнялась по показателю высоты профиля  $R_t$ , являющемуся разностью между максимальным выступом и максимальной впадиной в пределах базовой длины (рис. 6).

На рис. 7 видно, что магнитно-абразивная обработка дает равномерный полирующий эффект по всей длине режущей кромки.

#### 4 Выводы

В результате проведенных исследований пока-

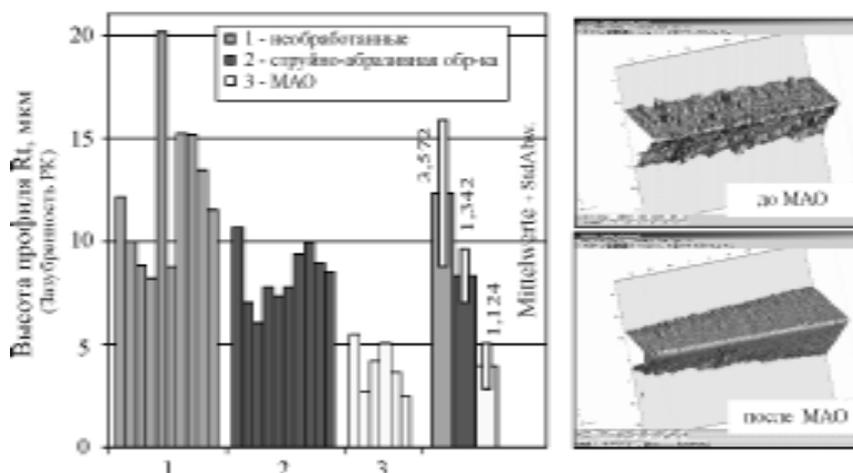


Рис. 6. Влияние MAO и пескоструйной обработки на зазубренность режущих кромок

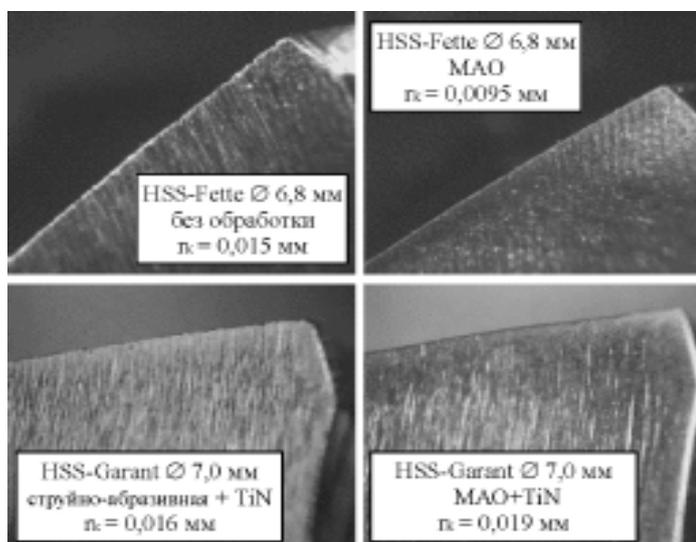


Рис. 7. Состояние режущих кромок, обработанных разными методами

зано, что, варьируя такими параметрами магнитно-абразивной обработки сверл из быстрорежущей стали, как кинематика процесса, тип, форма и размер абразивного порошка, можно целенаправленно управлять микрогеометрией их режущих кромок. Помимо этого, MAO дает значительный полирующий эффект на всех рабочих поверхностях

сверл, особенно на направляющей ленточке и на передней поверхности. Рекомендовано использовать MAO концевой режущего инструмента, как подготовительную операцию перед нанесением износостойкого покрытия.

**Перечень ссылок**

1. Tцnshoff H. K., Mohlfeld A., Sprengler C., Podolski C. PVD-Coated Tools for Metal Cutting Applications // The Coatings in Manufacturing Engineering. – 1999. – 1.
2. Mohlfeld A. Trockenbohren mit PVD - beschichteten Hartmetallwerkzeugen // Dissertation Hannover. – 2000.
3. Wohlfahrt H. Ein Modell zur Vorhersage kugelstrahlbedingter Eigenspannungszustände // Eigenspannungen: Entstehung-Messung-Bewertung. – Band 2. – 1983.
4. Kцtter D. Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen // Dissertation Dortmund. – 2006.
5. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисс. д.т.н. – Київ. – 2001. – 404 с.
6. Vyelyayev O., Dьbner L., Karpuschewski B. und Maiboroda V.: Erhцhung der Leistungsfцhigkeit von beschichteten Zerspanwerkzeugen durch Kombination der Werkzeugbeschichtung mit einer magnetabrasiven Behandlung. Резание и инструмент в технологических системах. – 70г 2006. – НТУ «ХПИ» – Харьков. – С. 38-45.
7. Дьбнер Л.Г., Майборода В.С., Ивановский А.А. Магнитно-абразивная обработка концевго режущего инструмента // Вестник НТУУ «КПИ». – Машиностроение. – Вып.44. – 2003. – С. 107-108.

Поступила в редакцию 23.05.2007

*Представлено порівняльний аналіз впливу процесів струйно-абразивної й магнітно-абразивної обробок на шорсткість робочих поверхонь і мікрогеометрію ріжучих крайок свердлі зі швидкорізальної сталі. Пропонується використовувати метод магнітно-абразивної обробки, як підготовчу операцію перед нанесенням зносостійких покриттів.*

*The comparative analysis of influence of processes of sandblasting and magnetic abrasive machining on the roughness of tool surfaces and micro geometry of cutting edges of high speed steel drilling tools is presented. It offered to use the method of magnetic abrasive machining as preparatory operation before deposition of wear resistant coatings.*

УДК 621.9

*Б. Карпушевский, Ю. Прилукова, А. С. Верещака*

## ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КЕРАМИКИ С ФУНКЦИОНАЛЬНЫМ ПОКРЫТИЕМ ПРИ ТОЧЕНИИ МАТЕРИАЛОВ ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ

*В настоящей статье рассмотрены некоторые особенности применения режущей керамики с покрытием для обработки высокотвердой закаленной легированной стали. Установлена концептуальная роль покрытий на керамическом режущем инструменте, которая может послужить научно-технологической базой дальнейшего совершенствования керамического инструмента.*

### Введение

Инструмент, оснащенный пластинами из различных типов режущей керамики, получил достаточно широкое применение в металлообрабатывающих отраслях технологически развитых стран для чистой и суперчистой обработки различных материалов взамен традиционного инструмента из твердых сплавов.

Режущая керамика не имеет связующей фазы и обладает высокой теплостойкостью, что резко снижает вероятность ее разупрочнения при нагреве, соответствующем условиям резания без применения жидких СОТС с повышенным охлаждающим эффектом. Поэтому керамический инструмент используют при обработке на высоких и сверхвысоких скоростях резания, намного превышающие скорости резания, характерные для твердосплавного инструмента.

Несмотря на заметное различие свойств существующих типов (оксидная, нитридная, смешанных типов и т.д.), режущая керамика характеризуется относительно невысокими значениями прочности при изгибе и вязкости, повышенной хрупкостью, низкой теплопроводностью, достаточно большим коэффициентом линейного расширения при нагреве. Поэтому керамический режущий инструмент весьма чувствителен к тепловым ударам, термическому нагружению и склонен к микро- и макроразрушению при контактных напряжениях, превышающих 900-1100 МПа. Инструмент из стандартной режущей керамики, несмотря на достаточно высокую термостабильность при нагреве до температур 1450 °С (оксидная керамика), а также повышенную окалиностойкость и сопротивляемость окислению при повышенных температурах (до 1200-1350 °С), имеет весьма узкую область эффективного технологического применения (K01-K10, P01-P05, M05). При этом его эффективность резко падает при понижении виброустойчивости системы резания, особенно конструкции инструмента и станочного оборудования, т.е. при использовании керамического инструмента на изношен-

ном станочном оборудовании или применении недостаточно жестких инструментальных державок, а также при использовании на операциях прерывистого резания (фрезерование).

По оценкам ведущих зарубежных и отечественных экспертов широкое применение керамического инструмента, не содержащего в своем составе дефицитных компонентов (вольфрам, кобальт, молибден, тантал и др.), в технологиях лезвийной формообразующей обработки будущего приведет к значительным экономическим и экологическим эффектам. В частности, использование керамического режущего инструмента на предприятиях США уже сегодня позволяет экономить 530 млн. USD в год за счет снижения времени обработки и использования более высоких скоростей резания при минимизации интенсивности изнашивания инструмента.

Одним из путей улучшения режущих свойств керамического инструмента и повышения его эффективности является нанесение функциональных покрытий. Уже в конце прошлого века были разработаны технологии нанесения покрытий для инструмента из режущей керамики с использованием процессов CVD и PVD. Однако до настоящего времени не сформулированы концептуальные положения, которые смогли бы объяснить роль покрытий на керамическом инструменте и, таким образом, смогли бы послужить научно-технологической базой дальнейшего совершенствования керамического инструмента. В этой связи в настоящей работе сделана попытка разработки некоторых положений о функциональности покрытий на керамических субстратах, которые могли бы использоваться при разработке керамического режущего инструмента с покрытием повышенной эффективности.

### 1 Постановка задачи исследований

Анализ работ по проблемам повышения режущих свойств керамического инструмента путем нанесения покрытий показала, что до настоящего времени не установлена концептуальная роль по-

крытия для керамического инструмента. Опубликовано лишь незначительное количество работ, в которых делаются попытки установления роли покрытия на инструменте из режущей керамики [1-6] или описывается влияние покрытия на контактные процессы и изнашивание инструмента [7-9].

Приведенные в этих работах результаты исследований (исследование сил резания, оценка износостойкости инструмента и т.д.) не позволяют сформулировать положение о систематизированной роли покрытия.

Проблемы, возникающие при нанесении покрытия, связаны с тем, что режущая керамика (особенно оксидная керамика  $Al_2O_3$ ) является диэлектриком или плохо проводит электричество, что чрезвычайно затрудняет или делает невозможным использование методов физического осаждения покрытий (методы PVD), а применение высокотемпературных методов нанесения покрытий (методы CVD) повышает вероятность снижения и без того невысокой прочности керамики.

Обзор исследований в рассматриваемой области показал, что при использовании инновационных технологий фильтруемого вакуумно-дугового осаждения (процессы MEVVA), возможно формирование покрытий различного состава, структуры и свойств с достаточно прочной адгезией между покрытием и керамическим субстратом. Поэтому в настоящей работе для нанесения покрытий на режущую керамику использовали фильтруемые вакуумно-дуговые процессы MEVVA, реализуемые на установке ВИТ-2.

Основной задачей настоящей работы являлось исследование качественных характеристик покрытий на субстратах из режущей керамики, некоторых параметров резания сталей повышенной твердости, необходимая установка концептуальной роли покрытия на керамических инструментах.

## 2 Оценка качественных характеристик покрытия на субстратах из смешанной керамики

Оценивали прочность адгезии покрытия по отношению к субстрату, твердость и шероховатость поверхности керамических пластин до и после нанесения покрытия.

*Прочность адгезионной связи между покрытием и керамическим субстратом.* Прочность адгезии покрытия по отношению к керамическому субстрату определяли с помощью методики скрайбирования поверхности покрытия алмазным индентором с переменной нагрузкой (Scratch-Test), причем нагрузку увеличивали до критической величины, при которой происходило частичное или полное отслаивание (разрушение) покрытия вдоль царапины, полученной при перемещении алмазного индентора под определенной нагрузкой.

При проведении экспериментальных исследова-

ний использовали пластину из смешанной керамики ( $Al_2O_3$ -TiC), на которые наносили покрытие TiN. Скрайбирование поверхности покрытия производили с начальной нагрузкой 30-50 Н при последующем ступенчатом ее увеличении до 120 Н с шагом 5 Н. Разрушение покрытия происходило при достижении среднего значения величины нагрузки примерно 90 Н.

Некоторые результаты исследований по оценке качества покрытия при сравнении микрофотографий поведения покрытия при скрайбировании поверхности покрытия алмазным индентором с переменной нагрузкой приведены на рис. 1 и 2. Анализ полученных данных позволяет отметить следующее.

В процессе проведения эксперимента было установлено три уровня качества нанесенного покрытия на керамических пластинах из смешанной керамики. В частности, на микрофотографиях, представленных на рис. 2А, зафиксирована неудовлетворительная прочность адгезии между покрытием и керамическим субстратом. Царапины на поверхности керамической пластины с покрытием имели неравномерную форму, так как покрытие практически полностью отслоилось вдоль царапины. Это означает, что прочность адгезионной связи между внутренними слоями покрытия существенно выше, чем прочность адгезии между самими материалами покрытия и субстрата.

На микрофотографии рис. 2Б представлен образец с низким уровнем прочности адгезии, с отслоением покрытия строго по вдоль границ царапины, произведенной алмазным индентором. Отслоение покрытия происходит при чрезвычайно низкой нагрузке на индентор (до 50 Н), что неприемлемо для лезвийной обработки при использовании инструмента, оснащенного керамическими пластинами с подобным покрытием.

На микрофотографии рис. 2В демонстрируется

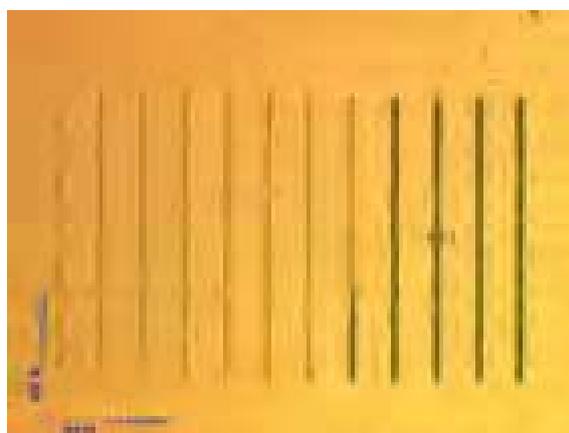


Рис. 1. Образец качественной оценки адгезии покрытия TiN на режущей керамике  $Al_2O_3$



Рис. 2. Качественная оценка адгезии покрытия TiN по отношению к субстрату

высокая адгезия между покрытием и субстратом. При проведении исследований использовали только образцы, соответствующие высокой прочности адгезии покрытия.

*Оценка микротвердости керамики и покрытия.* Многочисленными работами установлено, что концептуальной целью нанесения покрытия на инструменты из быстрорежущей стали и твердых сплавов является увеличение износостойкости инструментального материала, главным образом, за счет роста его твердости без изменения прочности субстрата [1-11].

Для проверки указанной концепции в работе проведены исследования по оценке изменения микротвердости образцов из смешанной керамики при нанесении стандартного покрытия TiN, полученного на вакуумно-дуговой установке ВИТ-2. Исследования проведены при использовании прибора «Nanotester», позволяющего оценивать микротвердость по глубине отпечатка микроиндентора с дискретностью до 50 нм, что дает возможность сравнивать микротвердость собственно покрытия и керамического субстрата на образце с покрытием.

При проведении эксперимента использовали 2 группы режущих пластин из керамики  $Al_2O_3-TiC$  без покрытия и с покрытием TiN. Результаты оценки

микротвердости обоих образцов, в том числе и сравнение микротвердости собственно покрытия и керамического субстрата на образце с покрытием показали, что микротвердость покрытия TiN и субстрата  $Al_2O_3-TiC$  составила порядка 12 ГПа. Таким образом, объяснить рост износостойкости керамического инструмента с покрытием за счет роста поверхностной твердости не представляется возможным. Отсюда возникает необходимость разработки концепции покрытия для керамического инструмента.

*Морфология поверхности керамики и покрытия.* Исследовали также шероховатость поверхности керамических пластин до и после нанесения покрытий поверхности. Анализ микрофотографий морфологии поверхности пластин с покрытием (рис. 3А) и без покрытия (рис. 3Б) и их профиллограмм позволяют отметить существенное улучшение шероховатости для пластин с покрытием.

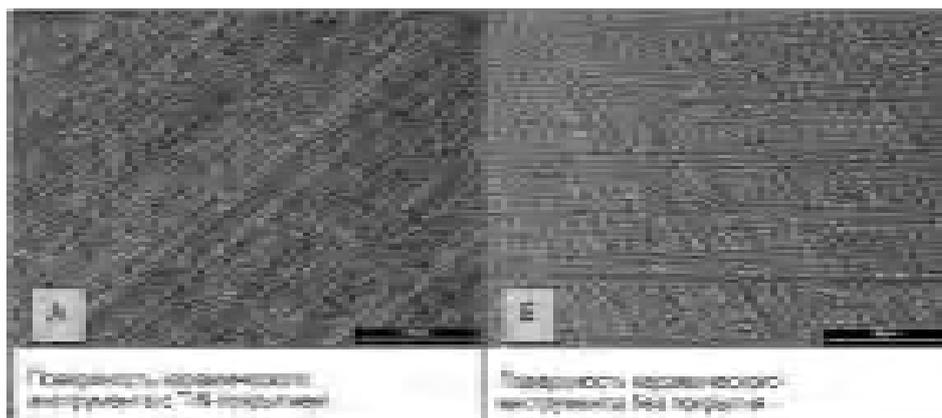


Рис. 3. Морфология поверхности керамической пластины с покрытием (А) и без покрытия (Б)

### 3 Исследование сил резания

Для оценки роли покрытия на контактных площадках керамического инструмента были проведены эксперименты, результаты которых приведены в работе.

Геометрические параметры керамического инструмента, оснащенного пластинами SNGN 120412T01525 с покрытием и без покрытия были абсолютно идентичны. В качестве обрабатываемого материала использовали закаленную высоколегированную сталь X153CrMoV12 (DIN 1.2379), твердость которой составила 58-60 HRC. Все испытания были проведены на токарном станке Index GU 600, на котором был установлен динамометр типа Fa «KISTLER». Эксперименты проводились в со-

ответствии с планом, представленным на рис. 4.

Результаты исследований сил резания инструмента из режущей керамики с покрытием и без покрытия представлены на графиках рис. 4- 5. Анализ полученных данных позволяет отметить следующее.

Величины составляющих сил резания  $P_x$ ,  $P_y$  и  $P_z$  на 20-55 % ниже при резании пластинами с покрытием, по сравнению с соответствующими значениями сил резания при обработке керамическими пластинами с покрытием. Разница в значениях составляющих сил резания для инструмента с покрытием и без покрытия значительно возрастает с уменьшением толщины среза, которая в некоторых случаях достигает 25 %.

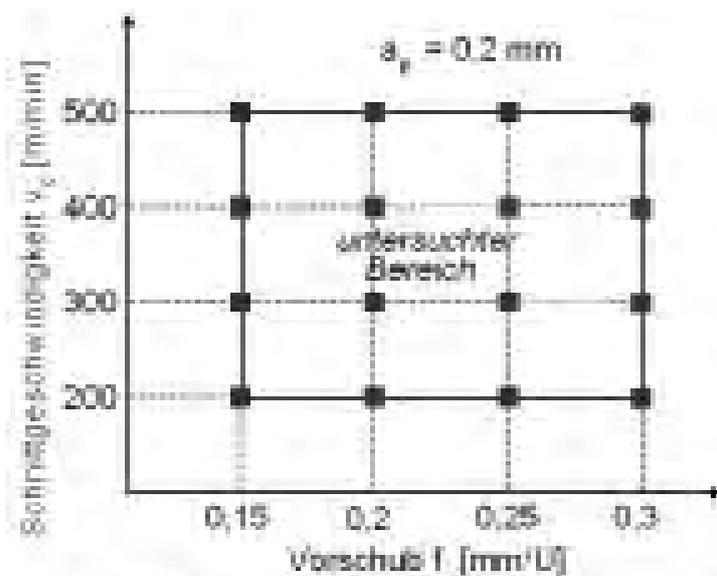


Рис. 4. План эксперимента

#### 4 Формулирование концепции покрытия для керамического инструмента

Анализ работ по проблеме создания керамического инструмента с покрытием для повышения его стойкости и надежности, а также проведенные экспериментальные исследования позволили сформулировать концепцию, которая дает возможность уяснить положительное влияние покрытия на параметры резания и контактные процессы пары «покрытие-стружка». Покрытие, нанесенное на рабочую поверхность керамического инструмента позволяет положительно и направлено управлять сле-

дующими факторами:

- регулировать длину «стружка-контактная площадка инструмента» с целью уменьшения нормальных контактных напряжений и снижения вероятности хрупкого разрушения керамического инструмента;
- перераспределять тепловые потоки в системе резания за счет низкого коэффициента теплопроводности покрытия с целью увеличения интенсивности теплового потока в зону стружкообразования и температурного разупрочнения срезаемого слоя;
- уменьшать интенсивность интердиффузионных процессов между инструментальным и обрабаты-

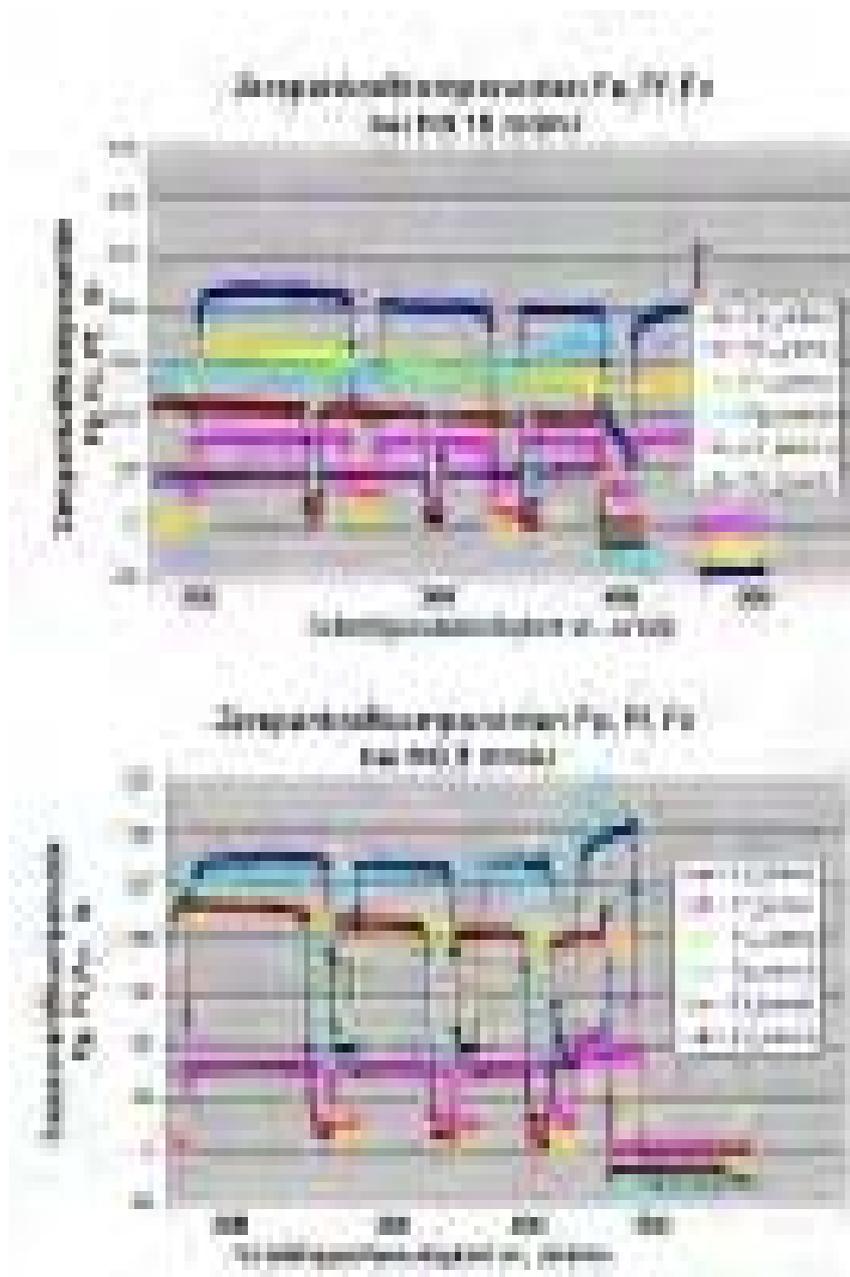


Рис. 5. Значения составляющих силы резания при различных скоростях

ваемым материалом за счет барьерных свойств покрытия с целью снижения интенсивности изнашивания инструмента при резании на высоких скоростях;

- снижать фрикционные свойства инструментального материала за счет высоких антифрикционных свойств покрытия с целью снижения мощности фрикционных источников тепла;

- «залечивать» поверхностные дефекты керами-

ки (концентраторы напряжений, микротрещины, микропоры и т.д.) за счет создания обширных полей сжимающих остаточных напряжений и сглаживания концентраторов поверхностных напряжений (микронеровности) при ионной бомбардировке в процессе нанесения покрытия с целью снижения вероятности хрупкого микровыкрашивания режущих кромок инструмента.

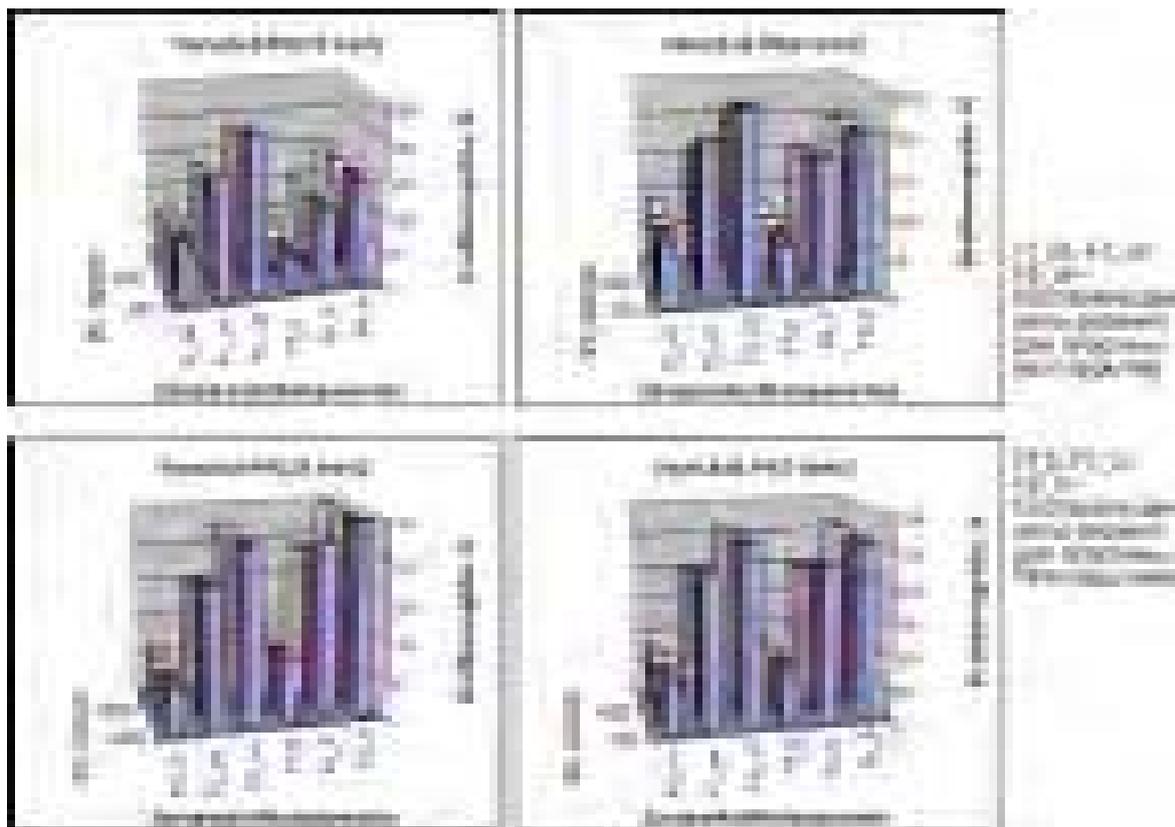


Рис. 6. Значения составляющих сил резания при различных величинах параметров резания

### Заключение

Проведенные исследования, направленные на изучение роли покрытия на рабочих поверхностях инструмента из режущей керамики, показали существенную роль покрытия в изменении параметров резания (составляющих сил резания), при этом не установлено существенного изменения твердости керамического инструмента.

Показано, что использование вакуумно-дуговых процессов при нанесении покрытий на режущую керамику с ограниченной электропроводностью ( $TiC-Al_2O_3$ ) позволяет обеспечить достаточно прочную адгезионную прочность между покрытием и субстратом.

Установлено, что покрытие увеличивает антифрикционные свойства керамики как за счет более низкого коэффициента трения материала покрытия, так и вследствие уменьшения шероховатости передней поверхности инструмента, что является главной причиной снижения составляющих сил резания на 25 % для инструмента с покрытием, причем разница по силам резания для инструмента с покрытием и без покрытия обратно пропорциональна толщине среза.

На основании анализа работ по проблемам резания инструментом из керамического материала с покрытием и результатов исследований, представленных в настоящей работе, сформулирована кон-

цептуальная роль покрытия на рабочих поверхностях керамического инструмента, которая может послужить научно-технологической базой дальнейшего совершенствования керамического инструмента.

**Перечень ссылок**

1. Fripan M.; Dworak U.: Keramische Hochleistungstoffe Freiburg: Verlag Schmidt 1988, S. 194-214.
2. Momper F.: Systematische Einführung von Schneidkeramik in die Produktion Expert Verlag, Reihe Kontakt und Studium, Band 370, 1993, S.100-122.
3. Pabst R.F.: Seminar: «Festigkeit keramischer Werkstoffe» An der TU Berlin, Berlin 1985.
4. Richter H. G.: Festigkeitsverhalten keramischer Werkstoffe In: Proc. „techkeram, Frankfurt/Main, 1987.
5. Kerkhof F.: Grundelemente der Festigkeit und des Bruchverhaltens von keramischen Werkstoffen In: Handbuch der Keramik. Freiburg/Br., Schmid, 1982.
6. Richter H.G.: Unterkritische Rissausbreitung in keramischen Werkstoffen. Ber. Dt. Keram. Gesell. 54 (1977) 12, S. 405-409.
7. Tцnshoff H.K., Denkena B.: Temperaturbeanspruchung keramischer Schneidstoffen beim unterbrochenem Schnitt VDI-Z 123 (1990) 6, S. 60-64.
8. Tцnshoff H.K.: Spanen. Grundlagen Spriger-Verlag 1995.
9. Mankova I., Markova G., Salanci S.: Experimental Modeling of Cutting Force/Wear Relationship when Finish Turning with Ceramics Inserts The 5-th International Scientific Conference Kosice S. 58-65 (2005).
10. Cep R., Vrba V.: Ceramic Cutting Tool Wear During Interrupted Machining The 5-th International Scientific Conference Kosice S. 1-4 (2005).
11. Matejka J., Cesanek J., Skarda J.: Hard to Machine Materials Machining with Cutting Ceramic ICPM 2005 Wien S. 239-244 (2005).

Поступила в редакци. 22.06.2007

*У даній статті розглянуті деякі особливості застосування ріжучої кераміки з покриттям для обробки високотвердої загартованої легваної сталі. Установлено концептуальну роль покриттів на керамічному різальному інструменті, що може послужити науково-технологічною базою подальшого вдосконалювання керамічного інструмента.*

*In this paper some features of coated ceramic tools for machining the tempered alloyed steel with high hardness are considered. The conceptual role of coatings on the ceramic cutting tools which can form scientific-technological base of the further perfection of the ceramic tool is established.*

УДК: 621.74.045:669.14.018.066

**В. В. Ключихин, Э. И. Цивирко**

## ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ РАФИНИРОВАНИЯ ОТХОДОВ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ЛИТЬЯ МОНОКРИСТАЛЬНЫХ ЛОПАТОК

*Исследовано влияние высокотемпературной обработки расплава индукционной плавкой (ВТОР ВИП) и высокотемпературной обработкой расплава совмещенной индукционной и электронно-лучевой плавкой (ВТОР ВИП + ЭЛП) и низкотемпературного вакуумного рафинирования на структуру и свойства отливок из жаропрочного никелевого сплава. Разработанные технологии обеспечивают рафинирование литейных отходов сплава по экзогенным и эндогенным неметаллическим включениям  $Al_2O_3$ ,  $MgO$ ,  $SiO_2$ ,  $TaS$ ,  $TiN$ ,  $Ti(C, N)$  и газам  $O_2$  и  $N_2$ . Повышение чистоты сплавов улучшает кристаллографическое и дендритное совершенство монокристаллов, механические свойства и длительную прочность материала отливок.*

Современные технологии литья монокристалльных лопаток чрезвычайно сложны и дорогостоящи. Цена литейных жаропрочных сплавов, содержащих Re и Ta, выросла до 420 \$ США за 1 кг, а цена одной охлаждаемой лопатки с монокристалльной структурой весом 0,1 кг оценивается в 1500 – 2000 \$ США. При этом достигнутое повышение ресурса лопаток неадекватно вложенным на совершенствование технологии и сплавов затратам и сложившимся на мировом рынке ценам.

Давление экономических факторов активизировало в последние годы проведение исследований по вовлечению в плавку возвратных отходов, состоящих из литниковых систем, забракованных отливок и лопаток, отработавших ресурс. Экспериментальные плавки с прямым во-влечением отходов без рафинирования показали, что сплав загрязняется вредными примесями  $O_2$ ,  $N_2$ , S, Si, Na, K и неметаллическими включениями  $Al_2O_3$ ,  $MgO$ ,  $SiO_2$ ,  $TiN$ ,  $Ti(C, N)$ .

Источниками загрязнения  $O_2$  и  $N_2$  является внутреннее натекание с поверхности плавильной камеры и тигля адсорбированных и атмосферных газов через несплошности конструкции плавильных установок, окислы и нитриды элементов, образующихся при остывании отливок после развакуумирования плавильной камеры.

Аэродинамические профили лопаток, отработавших ресурс, содержат  $O_2$ ,  $N_2$ , S, Si, Na и K и продукты взаимодействия этих элементов с металлическими элементами сплавов.

Поверхность литниковых систем загрязнена Si,  $SiO_2$ ,  $Al_2O_3$ , а на внутренней поверхности забракованных охлаждаемых лопаток остаются алюминаты натрия и калия, образующиеся при удалении керамических стержней в расплавах или растворах щелочей. Плавильные тигли загрязняют расплав неметаллическими включениями  $Al_2O_3$ ,  $MgO$ ,

$SiO_2$ .

Накопление в сплаве нитридов и карбонитридов титана приводит к появлению на поверхности лопаток дефекта, выявляемого при люминесцентном контроле в виде мелкого равномерно распределённого свечения, получившего название «звёздное небо». Загрязнение сплава Na и K вызывает щелочную коррозию, также выявляемую при капиллярной дефектоскопии в виде коррозионных раковин. Увеличение содержания Si приводит к снижению длительной прочности [1].

Повышение содержания S в сплавах, содержащих Ta, вызывает образование соединения  $TaS$ , способствующего образованию паразитных кристаллов при литье монокристалльных лопаток [2].

Возникшие проблемы повышения чистоты сплавов вызвали необходимость разработки технологии их рафинирования.

Исследования по разработке технологии рафинирования переплава отходов жаропрочных никелевых сплавов ЖС32-ВИ и ЖС26-ВИ выполнялось по трем направлениям:

- совмещенная вакуумно-индукционная и электронно-лучевая плавка (ВИП+ЭЛП);
- низкотемпературный переплав методом направленной кристаллизации в проходных установках ПМП-4М;
- получение мерных шихтовых заготовок из возврата сплавов методом высокотемпературной обработки расплава вакуумной индукционной плавкой (ВТОР ВИП).

### **Совмещенная вакуумно-индукционная и электронно-лучевая плавка (ВИП+ЭЛП)**

Проведены экспериментальные работы по рафинирующему переплаву сплава ЖС26-ВИ в установке УППФ-3М, переоборудованной для совмещенной индукционной и электронно-лучевой плав-

ки (рис. 1).

Физическая сущность этого метода основывается на возможности поверхностного перегрева зеркала расплава до  $T = 1850-2000\text{ }^{\circ}\text{C}$  при поддержании невысокой интегральной температуры ( $1560-1650\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) в объеме тигля за счет индукционного перемешивания.

Для сравнительного исследования из той же партии литейных отходов ЖС26-ВИ на установке УППФ-3М были отлиты аналогичные по размерам слитки. Плавка осуществлялась без рафинирующего переплава при  $T = 1560-1580\text{ }^{\circ}\text{C}$  в вакууме  $1,3\text{ Па}$ .

Данные химического анализа показывают, что содержание  $\text{O}_2$ ,  $\text{N}_2$  и  $\text{Pb}$  сплава, рафинированного по технологии ВИП+ЭЛП, ниже, чем в контрольных плавках без рафинирования. Отмечается тенденция снижения содержания  $\text{S}$ . Однако эффективность рафинирования уступает в 1,5-2 раза результатам, полученным по технологии ВТОР ВИП.

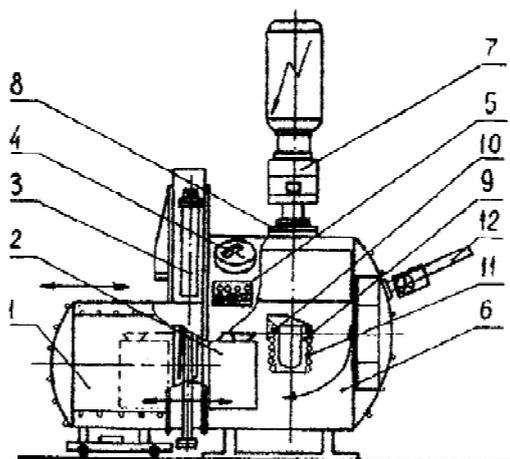


Рис. 1. Схема установки для совмещенной плавки:

1 – камера загрузки; 2 – изложница; 3 – вакуумный затвор плавильной камеры; 4 – смотровая система; 5 – блок управления электронным лучом; 6 – плавильная камера; 7 – электронно-лучевая пушка; 8 – затвор пушки; 9 – керамический тигель; 10 – водо-охлаждаемое металлическое кольцо; 11 – индуктор; 12 – механизм загрузки шихты в тигель

#### Низкотемпературный переплав на проходной вакуумной установке ПМП-4М

Проведено исследование, разработка и опытно-промышленное опробование технологии низкотемпературного вакуумного рафинирования возвратных отходов никелевых сплавов ЖС26-ВИ и ЖС32-ВИ с формированием шихтовой заготовки методом направленной кристаллизации в проходных установках ПМП-4М.

В установке ПМП-4М в течении 45 часов при вакууме  $5 \times 10^{-3}$  мм рт. ст. проводился нагрев, расплавление, направленная кристаллизация и охлаждение исследуемых сплавов. Температура нагрева расплава не превышала  $1465\text{ }^{\circ}\text{C}$ . В рабочей зоне установки литейные формы проходили 180 позиций, находясь на каждой 15 минут, с шагом проталкивания  $0,2\text{ м}$ .

По высоте и сечению полученных слитков сплавов ЖС26-ВИ и ЖС32-ВИ определяли химический состав, включая и содержание газов, изучали макро- и микроструктуру.

Химический состав сплавов ЖС26-ВИ и ЖС32-ВИ по высоте и сечению слитков (кроме их верхней части глубиной до  $6\text{ мм}$ ) удовлетворял требованиям стандарта. В верхней зоне  $6\text{ мм}$  обнаружена повышенная по сравнению с металлом слитков массовая доля ниобия, алюминия, тантала, титана и углерода, а также азота (более чем в 3 раза) и кислорода (более чем в 100 раз), что по-видимому, является результатом очищения сплава от нитридных, карбонитридных и оксидных включений.

Длительный контакт металла и формы при высокой температуре способствовал диффузионному насыщению поверхности отливок кремнием из связующего формы.

Теплотехнический анализ работы установки ПМП-4М и проведенные расчеты показали, что рафинирование возвратных отходов никелевых сплавов обеспечивалось за счет удаления оксидов, нитридов и карбонитридов, имеющих удельный вес в 2 и более раз меньше плотности расплава, под влиянием кристаллизационного давления плоского фронта кристаллизации, скорость продвижения которого снизу вверх была существенно меньше скорости всплывания неметаллических включений.

#### Высокотемпературная обработка расплава вакуумной индукционной плавкой (ВТОР ВИП)

Экспериментальные плавки по технологии (ВТОР ВИП) осуществлялись в вакуумно-индукционной печи УППФ-3М. Литейные отходы после предварительной очистки расплавления в электрокорундовом тигле в вакууме. После нагрева расплава до  $T_{\text{крит}} = 1670\text{ }^{\circ}\text{C}$  в плавильную камеру печи вводили аргон, для подавления кипения расплава. Затем расплав перегревали до  $T_{\text{пер}} = 1850 \pm 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ . После выдержки при заданной температуре в течении 10...15 минут металл сливали в металлические изложницы.

Полученные результаты позволили определить оптимальные температурно-временные параметры (ВТОР ВИП) для высоколегированных жаропрочных никелевых сплавов. На рис. 2 представлены технологические схемы ВИП и ВТОР ВИП.

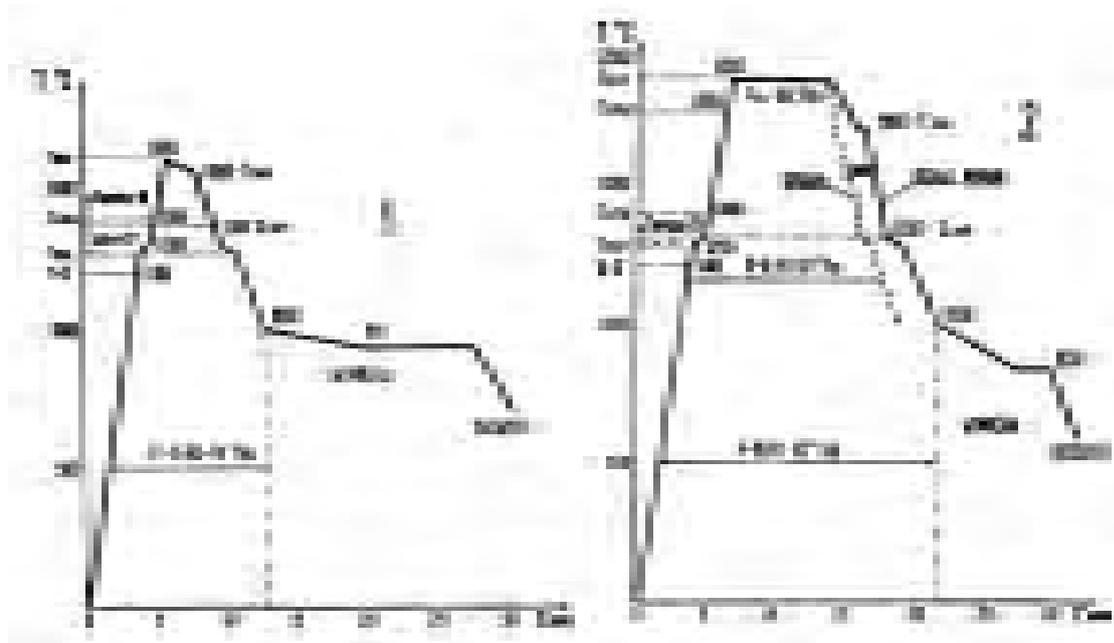


Рис. 2. Технологические схемы ВИП (1) и ВТОР ВИП (2)

Опытно-промышленные плавки проводили в вакуумной печи ULVAC FM1-2-100 и заливали формы через пенокерамические фильтры.

Исследования показали, что технология ВТОР ВИП обладает существенным рафинирующим эффектом. При ВТОР ВИП происходит измельчение, диссоциация даже наиболее термостойких кластеров типа  $Ti(C, N)$  и дегазация расплава. Содержание  $O_2$  и  $N_2$  в расплаве снижается с 50...80 ppm до 2...5 ppm. Получение высокооднородного расплава способствовало переохлаждению расплава при кристаллизации на 40...50 °С ниже температуры ликвидус.

При литье лопаток из сплава, рафинированного ВТОР ВИП, снижается брак лопаток при люминесцентном контроле, улучшается микроструктура, повышаются механические свойства, обеспечивая формирование более совершенной структуры лопаток.

#### Выводы

1. При рафинировании по технологии ВИП+ЭЛП отмечается снижение содержания  $O_2$ ,  $N_2$  и Pb по сравнению с плавками без рафинирования. Отмечается тенденция снижения содержания S.

2. Низкотемпературный вакуумный переплав возвратных отходов сплавов ЖС32-ВИ и ЖС26-ВИ на установке ПМП-4М позволяет свести к минимуму угар активных дорогостоящих легирующих элементов (тантал, рений, ниобий и т.п.). Присутствие большой массы углеродистых материалов в рабочем пространстве установки во время рафинирования подавляет окислительный потенциал натекания в плавильную камеру адсорбированных и ат-

мосферного газов. Установлено, что полнота рафинирования никелевых сплавов обеспечивалась не только всплыванием неметаллических включений, но и кристаллизационным давлением плоского фронта кристаллизации снизу вверх.

3. Высокотемпературная обработка расплава вакуумной индукционной плавкой (ВТОР ВИП) обеспечивает: получение расплава высокой однородности за счет диссоциации неметаллических включений, снижение размеров и растворение в расплаве кластеров, снижение содержания азота в 10 раз, выделение мелких глобулизированных карбидов и равномерной  $\gamma'$ - фазы кубической морфологии и, как следствие, повышение механических свойств исследуемых сплавов. Экономический эффект от внедрения технологии ВТОР ВИП составляет 300 тыс. \$ США на 1т рафинированного сплава ЖС32-ВИ.

#### Перечень ссылок

1. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / Р.Е. Шалин, И.Л. Светлов, Е.Б. Каблов и др. – М.: Машиностроение, 1997. – 336 с.
2. Harris K., Erickson G.L., Sikkenga S.L. Development of the Rhenium Containing Superalloys CMSX-4 & CM 186 LC for Single Blade and Directionally Solidified Vane Application in Advanced Turbine Engines. / Presented at the Seventh International Symposium on Superalloys, Seven Springs, September 20-24<sup>th</sup>, 1992.

Поступила в редакцию 15.06.2007

*Досліджено вплив високотемпературної обробки розплаву індукційною*

плавкою (ВТОР ВІП) і високотемпературною обробкою розплаву сполученою індукційною, електронно-променевою плавкою (ВТОР ВІП+ЕПП), низькотемпературного вакуумного рафінування на структуру і властивості виливків з жароміцного нікелевого сплаву. Розроблені технології забезпечують рафінування ливарних відходів сплаву по екзогенним і ендогенним неметалічним включенням  $Al_2O_3$ , Mg,  $Si_2$ , Ta, Ti, Ti (C,N) і газам  $O_2$  і  $N_2$ . Підвищення чистоти сплавів поліпшує кристалографічну і дендритну досконалість монокристалів, механічні властивості і тривалу міцність матеріалу виливків.

*It is studied the influence of high-temperature treatment of melt by induction melting and high-temperature treatment of melt by the combination of induction and electron-beam melting on the structure and characteristics of high-temperature nickel-based alloys castings. The above said developed techniques provide refining of casting rejects of the alloy for removal of exogenous and endogenous nonmetallics  $Al_2O_3$ , MgO,  $SiO_2$ , TaS, TiN, Ti (C, N) and gases  $O_2$  and  $N_2$ . Increasing alloys purity improves crystallographic and dendritic perfection of monocrystals, mechanical properties and long-term strength of castings material.*

УДК.621.920

А. А. Абдураимов, А. А. Мирзаев

## ГИДРО- И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРИМЕНЕНИЯ СОЖ В МЕЛКОДИСПЕРСНОМ ВИДЕ

*В работе приведены данные изучения и анализа процесса взаимодействия капли жидкости с плоской поверхностью. Отмечено влияние свойств жидкости и технологических параметров. Определены пути повышения эффективности механообработки.*

### Введение

Развитие машиностроения неразрывно связано с повышением эффективности механической обработки и снижением её себестоимости. Важная роль в достижении данной задачи отводится использованию эффективных смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ). Современные СОЖ должны не только обеспечивать высокие технологические показатели процесса резания, но и не оказывать вредного воздействия на здоровье рабочих и окружающую среду. Одним из путей снижения себестоимости механообработки, уменьшения вредного воздействия на окружающую среду является уменьшение количества СОЖ подаваемого в зону резания [1].

Целью данной работы является повышение эффективности механической обработки резанием путем установления условий реализации смазочного и охлаждающего действий на основе изучения и анализа гидро- и термодинамических аспектов процесса взаимодействия капли жидкости с плоской поверхностью.

### Результаты исследования

Согласно современным представлениям, процесс взаимодействия капли жидкости с плоской по-

верхностью состоит из ряда периодов. Длительность протекания каждого этапа, очередность и др. зависят от физико-химических свойств жидкости и технологических параметров, которые выражаются безразмерным критерием Вебера

$$We = \frac{\rho d v^2}{\sigma}$$

где  $\rho$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения жидкости Н/м<sup>2</sup>;  $d$  – диаметр капель, м;  $v$  – скорость падения капель, м/с.

На рис. 1. представлен процесс взаимодействия капли воды с поверхностью, соответствующий условиям  $We = 1,4$ , полученный путем математического моделирования [2].

В момент соприкосновения капля деформируется и растекается. На поверхности образуется пленка жидкости дискообразной формы. В силу того, что  $We$  имеет небольшое значение, толщина пленки жидкости является достаточно высокой и составляет 30-40 % от первоначального диаметра капли. В виду того, что поверхность имеет высокую температуру, пристенный слой жидкости испаряется и растекание происходит по паровому слою.

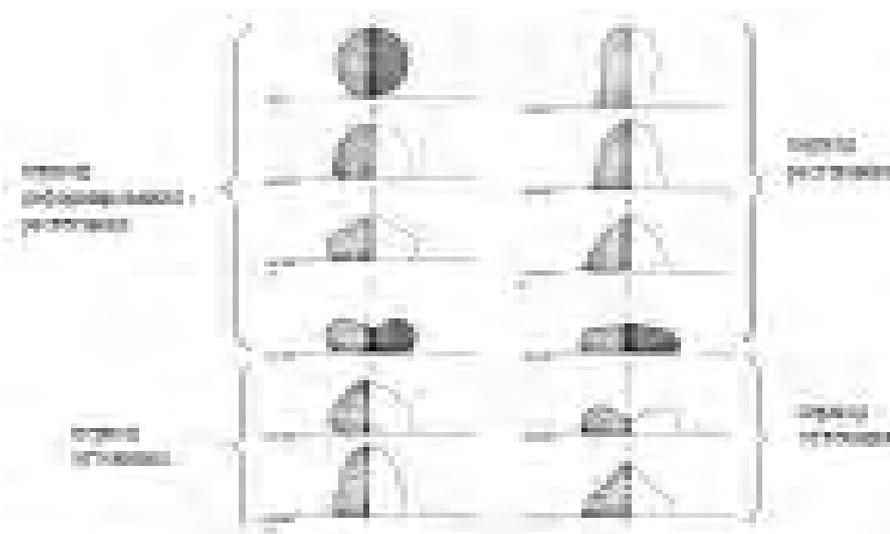


Рис. 1. Взаимодействие капли жидкости с плоской поверхностью при  $We = 1,4$

При достижении капель максимальной деформации, пленка имеет углубление в центре и некоторое скопление жидкости на периферии.

После достижения капель максимального размера, она начинает возвращаться к своему первоначальному состоянию – жидкость от краев перетекает к центру, диаметр пленки уменьшается. В результате капля сначала приобретает форму шара, а потом и вытягивается. Высота вытянутой капли на 5-10 % больше первоначального ее диаметра.

Далее стадии деформирования-растекания и возвращения повторяются. Капля остается на поверхности в колеблющемся состоянии.

Следовательно, при  $We = 1,4$  условия взаимодействия капли характеризуются периодами растекания-деформирования, оттекания, колебания капли на твердой поверхности.

На рис. 2 показан процесс взаимодействия соответствующий  $We = 180$ . Слева представлен процесс, полученный по результатам экспериментальных исследований [3], а справа – полученный математическим моделированием [4].

Данному случаю также присущ период растекания-деформирования. Однако в данном случае растекание капли по поверхности происходит очень быстро (1,4 мкс.). Быстрый темп растекания капли способствует тому, что жидкость на периферии пленки начинает отделяться от поверхности и основной массы жидкости. Жидкость на краю пленки находится в нестабильном состоянии и распадается на большое количество мелких вторичных капель. В данном случае весь процесс нахождения капли на поверхности составляет около 9 мкс.

Следовательно при  $We = 180$  процесс характеризуется периодами: растекания-деформирования капли и распада её на мелкие (вторичные) капли.

Таким образом, процесс взаимодействия капли СОЖ с поверхностью режущего инструмента, в

зависимости от значения  $We$  может состоять из следующих периодов [2, 3, 4]:

1 – при  $We < 10$  – деформирование-растекание, оттекание, длительное колебание капли на поверхности;

2 – при  $10 < We < 30$  – деформирование-растекание, оттекание, отскакивание от поверхности;

3 – при  $30 < We < 80$  – деформирование-растекание, оттекание, отскакивание с распадением на вторичные капли;

4 – при  $We > 80$  – быстрое деформирование-растекание, отскакивание с распадением на вторичные капли;

На рис 3. показана кривая изменения температуры поверхности в точке падения капли при различных периодах [4]. В начальный момент (около 1 мс), соответствующий соприкосновению жидкости с поверхностью и испарению, происходит падение температуры, Далее значение температуры увеличивается (3-10 мс). Это соответствует периоду растекания, при котором жидкость отделена от поверхности паровым слоем.

Следующий период (15-25 мс) при котором значение температуры то увеличивается, то уменьшается, соответствуют периоду оттекания, и при 26 мс (отскакивание) температура поверхности достигает минимального значения.

### Обсуждение результатов

Во-первых, необходимо отметить эффект «прилипания» жидкости к поверхности при малых значениях  $We$  (см. рис. 1). При использовании минеральных масел, поскольку исключен период отскакивания, все количество масла, поданного в зону обработки, останется на поверхности инструмента, стружки и детали. Следовательно, должно уменьшится количество аэрозоля масла в рабочей зоне. Данная особенность весьма важна с санитарно-гигиенических и экологических аспектов.

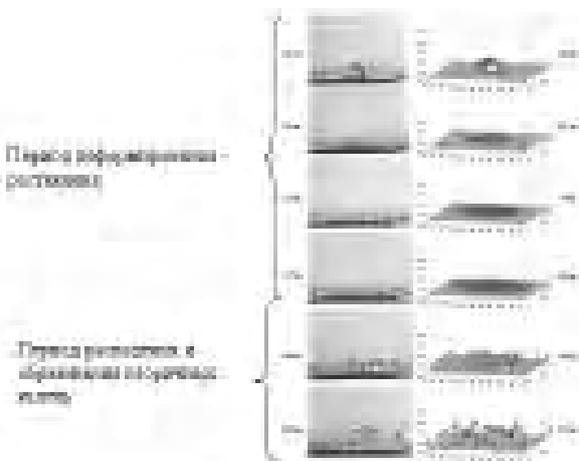


Рис. 2. Процесс взаимодействия капли жидкости при  $We = 180$

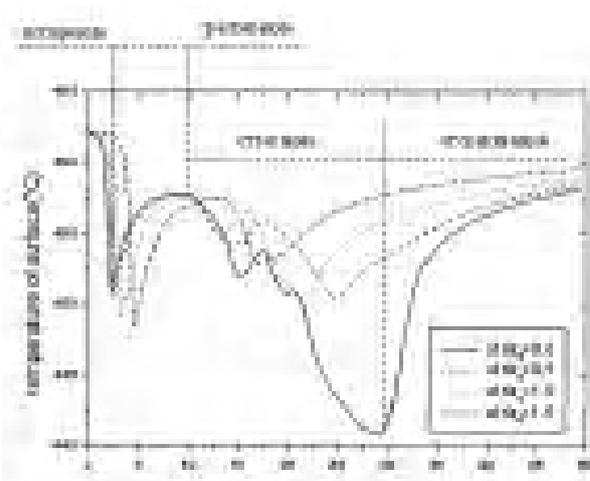


Рис. 3. Изменение температуры поверхности при различных периодах

Во-вторых, стоит обратить внимание на колебание температуры поверхности, связанной с изменением периодов взаимодействия. Отрицательная роль термонапряжений в работоспособности инструмента общеизвестна. Многие исследователи сопоставляли эффективность масел и водных эмульсий в условиях подачи в мелкодисперсном виде. Полученные результаты говорят в пользу масляных СОЖ.

На основе вышеизложенного можно установить условия, уменьшающие интенсивность колебаний температуры (например, исключение периода оттекания, как в случае, представленном на рис. 2). Методы их реализации известны – введение в состав поверхностно-активных веществ и увеличение скорости двухфазного потока.

Бесспорно, все сказанное нуждается в экспериментальной проверке. В частности, как отразится на стойкости инструмента изменение условий подачи СОЖ (уменьшение  $We$  для масляных и увеличение – для водных).

Следует также отметить, что условия взаимодействия капли жидкости с нагретой поверхностью (инструмент) определяются только параметром  $We$  т.е. свойствами жидкости и технологическими параметрами. Проведенный анализ работ, показывает, что температура поверхности не оказывает никакого влияния на характер протекания процессов и их длительность. Это связано с образованием в начальный период парового слоя. При этом испаряется 0,2-0,5 % всей массы жидкости [2-5]. Все дальнейшие процессы определяются только условиями взаимодействия.

### Выводы

1. Гидро- и термодинамические характеристики процесса взаимодействия капли жидкости с поверхностью определяются значением  $We$ , устанавливающего влияние технологических параметров и свойств жидкости.

2. В зависимости от значения  $We$ , процесс взаимодействия капли жидкости с поверхностью может состоять из следующих периодов: испарение, деформирование-растекание в пленку, оттекание к первоначальной форме, отскок от поверхности, распадение на мелкие капли.

3. Каждый период характеризуется своим тем-

пературным режимом. Наибольшее снижение температуры поверхности приходится на момент соприкосновения жидкости с поверхностью (испарение жидкости) и отскока капли о поверхность.

4. Первоначальная температура поверхности не влияет на условия взаимодействия и длительность периодов. При испарении, испаряется 0,2-0,5 % от первоначальной массы жидкости.

5. При  $We < 10$  взаимодействие характеризуется «прилипанием» жидкости к поверхности – всё количество жидкости, упавшее на поверхность, остаётся на ней. Подобные условия можно рекомендовать при использовании минеральных масел, с целью уменьшения образования концентрации аэрозоля.

6. Для уменьшения колебаний температуры и повышения эффективности охлаждения, водные жидкости целесообразно подавать с максимальным значением  $We > 80$ .

### Перечень ссылок

1. Brinksmeier E., Walter A., Janssen R., Diersen P. Aspects of cooling lubrication reduction in machining advanced materials. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B, Engineering Manufacture, 4/19/99, Vol. 213 Issue 3, p329, 4p; (<http://search.epnet.com>)
2. Fukai J., Zhao Z., Poulikanos D., Megaridis C.M. Modeling of the deformation of a liquid droplet impinging upon a flat surface. Physics of fluids A 5, 2588 (1993).
3. Wachters L.H.J., Westerling N.A.J. The heat transfer from a hot wall to impinging water drops in the spheroidal state. Chem.Eng.Sci. 21, 1047 (1966).
4. Yang Ge, L.S.Fan Three-dimensional simulation of impingement of liquid droplet on a flat surface in the Leidenfrost regime. Physics of fluids, 17, (2005).
5. Karl A., Frohn A. Experimental investigation of interaction processes between droplets and hot walls. Physics of fluids 12,4, (2000).

Поступила в редакцию 13.06.2007

*У роботі наведені дані вивчення й аналізу процесу взаємодії краплі рідини із плоскою поверхнею. Відзначено вплив властивостей рідини й технологічних параметрів. Визначені шляхи підвищення ефективності механообробки.*

*It this work is given the interaction process of analysis liquid with flat surface. It is mention the influences properties of liquid and technological parameters. As well as defined the ways of high efficiency of machining.*

УДК 621.921

*А. А. Шепелев, Е. А. Пащенко, С. В. Рябченко, Г. В. Гординский, Н. А. Лапин*

## **ШЛИФОВАЛЬНЫЕ КРУГИ ИЗ СТМ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В АВИАЦИОННОМ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИИ**

*Рассматривается вопрос разработки шлифовальных кругов на полимерных связках со специальной структурой. Приведены результаты опробования этих кругов при шлифовке специальных сверл на станках с ЧПУ.*

Задачи, стоящие перед современным производством, и возможности нового высокотехнологичного оборудования требуют для своей реализации применения новых, адекватных им, абразивных композитов и инструментов. Шлифование твердых, вязких, износостойких инструментальных и конструкционных материалов остается актуальной проблемой машиностроения [2]. По совокупности рабочих характеристик: стойкости, производительности обработки, возможности обеспечения заданных параметров макро- и микрогеометрии обработанных поверхностей, – наилучшим типом шлифовальных композитов, наполненных порошками синтетических алмазов или кубического нитрида бора, можно считать композиты, сочетающие свойства материалов на керамических и полимерных связках.

Широкое использование шлифовальных кругов из СТМ на традиционных керамических связках сдерживается рядом факторов. Это, во-первых, технологические сложности, обусловленные необходимостью спекания композитов, содержащих порошки алмаза и кубического нитрида бора, в присутствии химически активных высокотемпературных расплавов стекол. Во-вторых, применение таких кругов для высокопроизводительного шлифования сопряжено с развитием высоких контактных температур, что может приводить к нежелательным структурным изменениям в поверхностных слоях обработанных материалов.

Исследованный нами альтернативный подход предполагает использование в качестве связующих неорганических полимеров силоксанового строения [1]. Такие связующие позволили нам получить абразивные композиты, структура которых обеспечивает им сочетание преимуществ, свойственных шлифовальным кругам на керамических и полимерных связках.

Неорганические полимеры с силоксановыми цепями ( $-\text{Si}-\text{O}-\text{Si}-\text{O}-$ ) получали путем конденсации эфиров кремниевой кислоты, главным образом из этилсиликата, который в значительном количестве выпускается отечественной промышленностью. Использование частично гидролизованно-

го этилсиликата в качестве связующего широко известно в мире. Однако физико-механические свойства материалов с использованием такого связующего не позволяют эффективно использовать их в качестве основы для введения абразивных зерен, тем более порошков сверхтвердых материалов [3].

При традиционном подходе в процессе формирования силоксановой структуры при гидролизе этилсиликата образуются олигомеры с неплотной сетчатой структурой. В процессе термообработки они постепенно формируют ультрадисперсные частицы диоксида кремния, которые в процессе спекания образуют каркас композита. Такой механизм реализации потенциальных возможностей связующего автоматически предусматривает низкую адгезию к частицам порошков – наполнителей. Вследствие этого на основе традиционных связующих силоксанового ряда успешно получают краски, литейные формы, фильтры, носители катализаторов, но они непригодны для производства абразивных композитов, предназначенных для работы в условиях значительных циклических нагрузок.

Реализованный нами новый подход предусматривает получение на основе эфиров кремниевой кислоты линейных олигомеров с силоксановыми цепями. Линейные силоксановые макромолекулы обладают значительной гибкостью. Это способствует формированию совершенного адгезионного контакта связующего с поверхностью наполнителя, как за счет сил Ван-дер-Ваальса, так и за счет хемосорбции. При термообработке линейный силоксановый полимер переходит в сетчатую стеклообразную структуру с высокой механической прочностью и термостойкостью.

Варьируя условия спекания композита: давление и температуру термообработки в пресс-форме, а также температуру последующей термообработки вне пресс-формы, – можно получать шлифовальные круги из СТМ, обладающие широким диапазоном свойств (рис. 1).

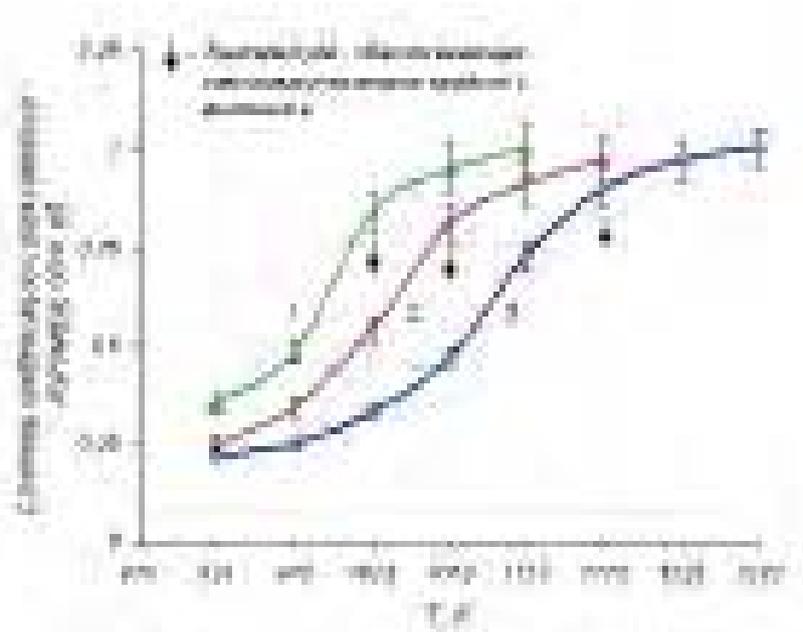


Рис. 1. Зависимость степени конденсации силикоксанового олигомера от температуры термообработки:

- 1 – силикоксановый олигомер, модифицированный ионами  $\text{Na}^+$ ,  $\text{Zr}^{4+}$ ;
- 2 – силикоксановый олигомер, модифицированный ионами  $\text{Li}^+$ ,  $\text{Zr}^{4+}$ ;
- 3 – силикоксановый олигомер, модифицированный ионами  $\text{K}^+$ ,  $\text{Zr}^{4+}$ .

Под степень конденсации силикоксанового полимера мы подразумеваем долю исходных органических функциональных групп, удалившихся в ходе термообработки с образованием поперечных сшивок  $-\text{Si}-\text{O}-\text{Si}-$ . Умеренная степень конденсации, при использовании специальных катализаторов, позволяет получать композиты со свойствами, характерными для термостойких органических полимеров. Шлифовальные круги на их основе обладают высоким уровнем свойств, соответствующих технологической нише абразивных инструментов на полимерных связках. Это – сочетание высокой стойкости с относительно низкой температурой в зоне резания, что обеспечивает благоприятное структурное состояние обработанных поверхностей и режущих кромок изделий из твердых сплавов. Высокая стойкость и равномерность износа позволяет с успехом использовать подобные круги на современных высокоточных станках-автоматах. Повышенная температура термообработки композитов на основе линейных силикоксановых олигомеров, модифицированных ионами  $\text{Li}^+$  и  $\text{Zr}^{4+}$ , позволяет путем твердофазного спекания – конденсации получать кремнекислородные керамические композиты с высокой степенью конденсации силикоксанового полимера, перспективные в качестве керамических связок для СТМ. Эта линия шлифовальных кругов на разработанных нами новых связках позволяет, при работе с СОТС, сочетать большие съемы обрабатываемых материалов с хорошей размерной стойкостью инструмента и высоким

уровнем эксплуатационных свойств обработанных поверхностей.

Для исследования работоспособности кругов, нами были изготовлены алмазные шлифовальные круги различных форм на специальных силикоксановых полимерных связках. В качестве абразива использовался алмазный порошок АС6 зернистостью 63/50 с покрытием зерен никелем.

Испытания на работоспособность алмазных кругов проводились при шлифовании рабочей части сверла в сравнении со шлифовальными кругами фирмы «Gabus», Швейцария. Алмазные круги устанавливали на шлифовально-заточной станок-автомат с ЧПУ фирмы «JUNGNER» модели US 600 CNC. Обрабатываемая деталь – сверло диаметром 16 мм. Материал сверла – твердый сплав H10F. Длина стружечной канавки – 70 мм. Глубина стружечной канавки – 6,2 мм. Охлаждение – концентрат СОЖ фирмы «BLASER» swisslube Grindex SC 892-01.

Режимы обработки:

Число оборотов шлифовального круга – 4200 об/мин. Глубина шлифования – 0,5 мм.

Подача – 50-60 мм/мин. Количество проходов – 3. Правка алмазного круга не производилась.

При шлифовании задних поверхностей, передних поверхностей и спинок сверл испытывались алмазные шлифовальные круги формы 1А1 размером 125×12×5×32 зерном АС6 63/50 на связке ПКН 100 % концентрации и сравнивались с кругом фирмы «Gabus» 1А1 125×12×5×32 SDN91-R100 В6-3.

Результаты испытаний показали, что износ наружного диаметра круга составил 0,02 мм, что по стойкости соответствовало уровню износа швейцарского круга. Шероховатость обработанной поверхности – Ra = 0,2 мкм.

При шлифовании стружечных канавок сверла испытывались алмазные шлифовальные круги формы 1V1 размером 150x12x3x32 зерном АС6 63/50 на связке ПКН 100 % концентрации и сравнивались с кругом фирмы «Gabus» 1V1 150x12x3x32 SDN91-R100 B6-3.

Режимы обработки:

Число оборотов шлифовального круга – 3900 об/мин. Глубина шлифования – 0,775 мм.

Подача – 50-60 мм/мин. Количество проходов – 8. Правка алмазного круга не производилась.

Результаты испытаний показали, что износ наружного диаметра круга составил 0,02 мм, что по стойкости соответствовало уровню износа швейцарского круга. Шероховатость обработанной поверхности – Ra = 0,2 мкм.

Круги показали высокую стойкость и обеспечили требуемую по чертежу шероховатость поверхности. Данный инструмент на связках ПК с покрытием алмазных зерен никелем обеспечивает высокую работоспособность по сравнению с кругами швейцарского производства, и могут быть рекомендованы к использованию на заточных станках с

ЧПУ вместо импортных кругов.

#### Перечень ссылок

1. Воронков М.Г., Милешкевич В.П., Южелевский Ю.А. Силоксановая связь. – Новосибирск: Наука, 1976. – 413 с.
2. Шепелев А.А., Поладко Е.П., Гржибовский Б.Б., Рябченко С.В., Шепелев А.А. Применение кругов из КНБ для шлифования инструментальных сталей. // Оборудование и инструмент для профессионалов. – №3, 2007. – С. 60-63.
3. Шепелев А.А., Пащенко Е.А., Рябченко С.В., Сильченко Я.Л., Лажевская О.В. Разработка абразивных композитов из СТМ на основе силоксановых полимеров для обработки закаленных сталей. // Современные проблемы подготовки производства, обработки и сборки в машиностроении и приборостроении: Материалы 6-го Международного научно-технического семинара, 21-23 февраля 2006 г., г. Свалява. – Киев: АТМ Украины, 2006. – 232 с.

Поступила в редакцию 11.06.2007

*Розглядається питання розробки шліфувальних кругів на полімерних зв'язках зі спеціальною структурою. Наведено результати випробування цих кругів при шліфуванні спеціальних свердел на верстатах зі ЧПК.*

*The question of development of grinding wheels on polymeric bounds with special structure is considered. Results of approbation of these wheels are resulted at polishing special drills on machine tools with CNC.*

УДК 621.923

Е. С. Киселев, В. Н. Ковальногов

## РЕАЛИЗАЦИЯ ПОТЕНЦИАЛА ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ДЕЙСТВИЙ СОЖ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ НА ОСНОВЕ РАЦИОНАЛЬНОГО ПРИМЕНЕНИЯ УЛЬТРАЗВУКА

*Приведены результаты исследования возможностей использования ультразвука для интенсификации теплоотдачи и снижения тепловой напряженности в зонах обработки, а также увеличения производительности обработки путем применения ресурсосберегающей ультразвуковой техники подачи смазочно-охлаждающих жидкостей.*

### Введение

В силу того, что смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ) являются наиболее эффективным средством защиты поверхностных слоев заготовки и инструмента от деструктивных термомеханических воздействий в зоне механической обработки, до настоящего времени многие вопросы обеспечения стойкости режущего инструмента, производительности механической обработки заготовок и качества деталей машин традиционно решались экстенсивно путем увеличения расхода СОЖ. В последнее время в связи с удорожанием СОЖ и увеличением доли затрат на них в себестоимости готовой продукции, а также в связи с экологическими ограничениями, все большее внимание исследователей и технологов привлечено к вопросам ресурсосберегающего применения СОЖ [1]. Кроме того, зачастую увеличение тепловой нагрузки на поверхностные слои заготовки и инструмента при выполнении современных высокопроизводительных, в том числе сверхскоростных, технологических операций становится технически все труднее компенсировать экстенсивным увеличением расхода подаваемой СОЖ. Научно обоснованное решение вопросов ресурсосберегающего применения СОЖ предусматривает минимизацию их расхода (вплоть до обработки всухую) на всех операциях технологического процесса изготовления детали при одновременном обеспечении на каждой из них заданного качества и производительности обработки как за счет интенсификации функциональных действий СОЖ в зоне резания, так и за счет альтернативных технических и технологических решений.

### Математические модели и методика исследований

Совокупная тепловая нагрузка на поверхностные слои заготовки и инструмента в зоне обработки может быть определена из теплового баланса [2]:

$$\lambda_u \left( \frac{\partial T_u}{\partial n_u} \right)_{n_u=0} + \lambda_3 \left( \frac{\partial T_3}{\partial n_3} \right)_{n_3=0} = q_{\text{выд}} - q_{\text{жс}} - q_{\text{см}}; \quad (1)$$

$$T_u = T_3,$$

где  $\lambda_u, \lambda_3$  – теплопроводность соответственно инструментального и обрабатываемого материала при температуре контакта, Вт/(м·К);  $n_u, n_3$  – нормаль к поверхности соответственно инструмента и заготовки на анализируемом участке зоны контакта, м;  $q_{\text{выд}} = P_z V / S$  – поверхностная плотность теплового потока, выделившегося в зоне контакта, Вт/м<sup>2</sup>;  $P_z$  – касательная составляющая силы резания, Н;  $V$  – скорость резания, м/с;  $S$  – площадь контакта инструмента с заготовкой, м<sup>2</sup>;  $q_{\text{жс}}, q_{\text{см}}$  – поверхностная плотность теплового потока, отводимого из зоны контакта соответственно вместе с СОЖ и стружкой, Вт/м<sup>2</sup>;  $T_u, T_3$  – местная контактная температура инструмента и заготовки соответственно, К.

Непосредственное влияние на температурный режим механической обработки и тепловую нагрузку на поверхностные слои заготовки и инструмента оказывают смазочное и охлаждающее функциональные действия СОЖ. Первое проявляется в уменьшении силы резания (и, соответственно, мощности теплообразования  $q_{\text{выд}}$  в зоне обработки), а второе – в отводе из зоны обработки части выделившейся теплоты  $q_{\text{жс}}$  (см. зависимость (1)).

При этом поверхностная плотность теплового потока  $q_{\text{жс}}$ , отводимого из зоны контакта за счет нагрева и парообразования СОЖ, определяется зависимостью [3]:

$$q_{\text{жс}} = \alpha(T - T_f) = \begin{cases} \frac{c_{\text{жс}} G_{\text{жс}} (T - T_s)}{S} & \text{при } T \leq T_s, \\ \frac{c_{\text{нжс}} G_{\text{нжс}} (T - T_s) + c_{\text{жс}} G_{\text{жс}} (T_s - T_f)}{S} & \text{при } T > T_s, \end{cases} \quad (2)$$

где  $\alpha$  – средний коэффициент теплоотдачи к СОЖ в зоне контакта, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $T_f$  – температура потока СОЖ, К;  $G_{ж}$ ,  $G_{плж} = c_{ж} G_{ж} (T - T_s) / r$  – соответственно массовый расход СОЖ и ее пара через зону обработки, кг/с;  $c_{ж}$  – удельная теплоемкость СОЖ, Дж/(кг·К);  $r$  – удельная теплота парообразования СОЖ, Дж/кг;  $T_s$  – температура насыщения СОЖ, К;  $T_f$  – температура потока СОЖ, К.

Левая часть первого уравнения (1) представляет собой совокупную тепловую нагрузку на поверхностные слои заготовки и инструмента, первое слагаемое в правой его части характеризует смазочное действие СОЖ, а второе – охлаждающее действие. Как следует из анализа зависимостей (1) и (2), альтернативной реализацией смазочного действия СОЖ, по-существу, являются все технологические методы и приемы, которые обеспечивают значимое уменьшение силы резания. Реализация же охлаждающего действия СОЖ практически безальтернативна (за исключением разве что отвода теплоты в технологическую среду в другом агрегатном состоянии – твердом или газообразном – или окружающий воздух), а его интенсификация помимо экстенсивного увеличения расхода СОЖ может быть обеспечена путем интенсификации теплоотдачи в зоне обработки за счет тех или иных воздействий.

Представление об эффективности экстенсивного и интенсивного путей повышения охлаждающего действия СОЖ дает рис. 1, на котором приведены результаты обобщения экспериментальных данных по теплоотдаче и гидродинамике СОЖ в зонах шлифования, представленных в литературе [4, 5].

Из рис. 1 видно, что для увеличения расхода СОЖ непосредственно через зону шлифования

требуется многократно большее увеличение расхода СОЖ в системе ее подачи. Поэтому, как следует из рис. 1, интенсификация теплоотдачи в зоне шлифования на 20 % эквивалентна увеличению расхода подаваемой СОЖ в 7 раз, а увеличение теплоотдачи на 40 % эквивалентно более чем 30-кратному увеличению расхода СОЖ. Учитывая такой характер зависимостей, компенсирование интенсивного теплообразования в зонах высокопроизводительной механической обработки путем экстенсивного увеличения расхода СОЖ становится не только малоэффективным, но зачастую и недостаточным.

Не увеличивая расход СОЖ через зону обработки, увеличить теплоотвод в нее можно либо за счет совершенствования состава СОЖ (в направлении увеличения теплоемкости, теплопроводности, плотности, теплоты парообразования, а также усиления смазочных свойств), либо за счет увеличения коэффициента теплоотдачи (см. зависимость (2)). При этом если возможности первого пути практически исчерпаны, то у второго остаются существенные резервы. Среди методов интенсификации теплоотдачи наиболее эффективными являются те, которые основаны на воздействии на пристенную турбулентность [6]. К ним относятся, например, наложение на движущийся поток акустического поля или ультразвуковых колебаний давления. Следует подчеркнуть, что турбулентный перенос в пограничном слое оказывает определяющее влияние на интенсивность теплоотдачи турбулентных потоков, при этом кинетическая энергия турбулентного движения мала по сравнению с кинетической энергией осредненного течения, поэтому воздействие на пристенную турбулентность обычно

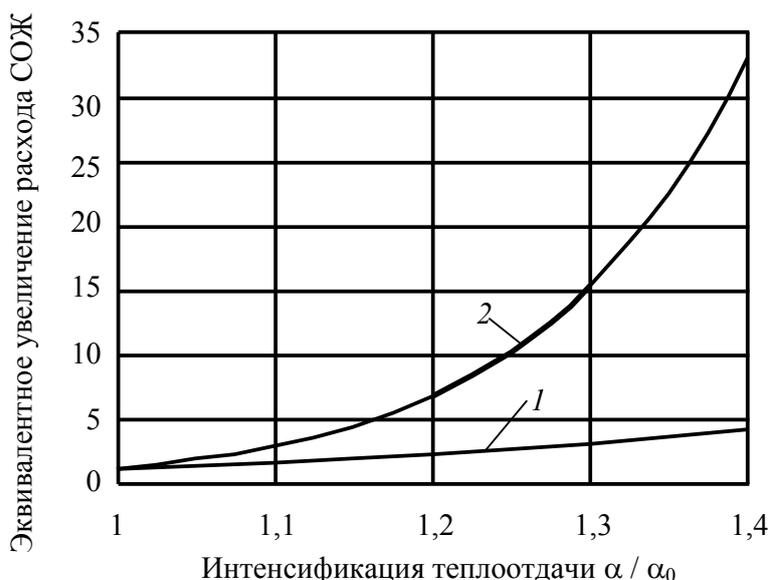


Рис. 1. Увеличение расхода СОЖ через зону шлифования (кривая 1) и сопло для ее подачи (кривая 2), эквивалентное интенсификации теплоотдачи в зоне шлифования

требует небольших (по сравнению с воздействием на течение в целом) энергетических затрат. Этим и обусловлена высокая эффективность тех способов управления интенсивностью обменных процессов турбулентного потока с охлаждаемой поверхностью, которые основаны на воздействии на пристенную турбулентность.

Выполненный ранее анализ возможностей интенсификации теплоотдачи за счет наложения на поток жидкости периодических воздействий [7] показал, что рациональное применение ультразвука позволяет до 1,25 раза увеличить теплоотдачу. Это, в свою очередь, как следует из рис. 1, открывает возможность до 7 раз сократить расход подаваемой СОЖ через зоны контакта инструмента и заготовки при фиксированном значении отводимого из нее теплового потока. Вместе с тем, на практике часто экономически более целесообразна реализация преимуществ от интенсификации теплоотдачи и уменьшения тепловой напряженности в зоне обработки не путем сокращения расхода подаваемой СОЖ, а путем форсирования производительности обработки. В последнем случае, помимо всего прочего, пропорционально снижению машинного времени уменьшается норма расхода СОЖ на одну заготовку [1].

Экспериментальные исследования проводили на установке, созданной на базе плоскошлифовального станка мод. ЗГ71, оснащенной динамометрической аппаратурой и аппаратурой для измерения контактной температуры методом полуприсущенной термопары, одним электродом которой служила обрабатываемая заготовка, а другим – хромелевая проволока диаметром 0,1 мм. СОЖ подавали поливом, а также с использованием ультразвуковой техники к торцам круга через клиновые насадки [8]. При этом максимальное расхождение между расчетными и экспериментальными значениями температур не превышало  $\pm 8\%$ .

### Обсуждение результатов

На рис. 2 в качестве примера представлены результаты экспериментального исследования и численного моделирования на основе теплофизического анализа по методике [3] производительности процесса плоского маятникового шлифования заготовок с применением различной техники подачи СОЖ в зону обработки.

Поскольку, как показали предварительные исследования, увеличение производительности на этой операции лимитируется образованием прижогов на шлифованных поверхностях, выполняли детальный теплофизический анализ зоны шлифования с использованием предложенной модели. По результатам этого анализа определяли области режимов бездефектного шлифования, при которых контактная температура не превышала критической температуры вторичных структурно-фазовых

превращений в поверхностном слое шлифованных деталей. Области режимов бездефектного шлифования строили в логарифмической координатной плоскости, по оси абсцисс которой откладывали величину врезной подачи шлифовального круга, а по оси ординат – скорость подачи стола. В такой плоскости изолинии удельной производительности представляют собой семейство параллельных прямых (штриховые линии на рис. 2). Удельную производительность  $Q$ ,  $\text{мм}^2/\text{с}$ , подсчитывали по следующей зависимости:

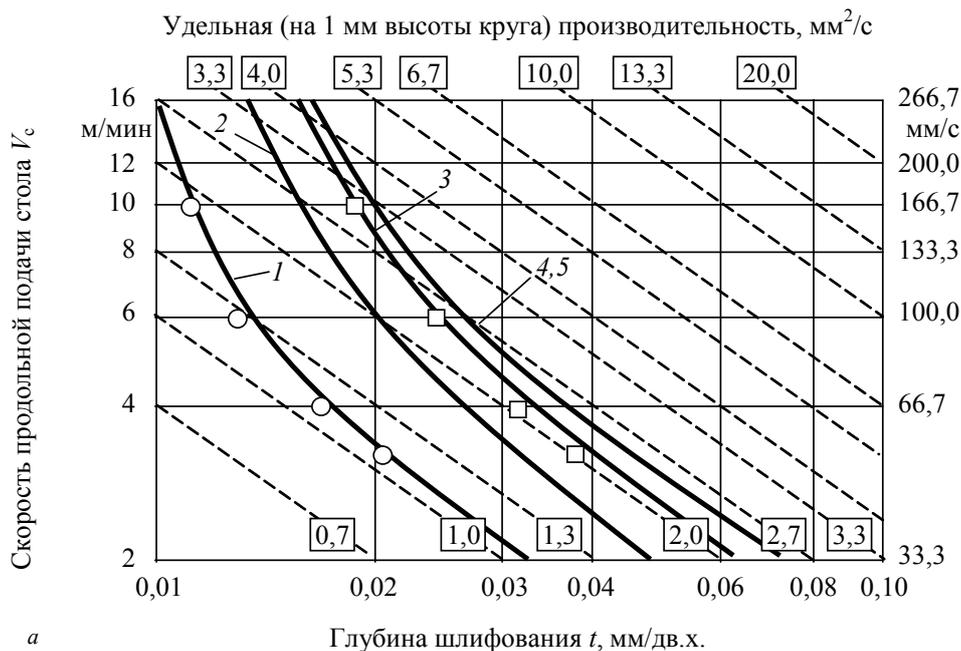
$$Q = 16,67 V_c t^*, \quad (3)$$

где  $V_c$  – скорость продольной подачи стола, м/мин;  $t^*$  – критическая глубина шлифования, при которой для заданной скорости  $V_c$  контактная температура в зоне шлифования равна минимальной температуре отпуска, мм/дв.х.

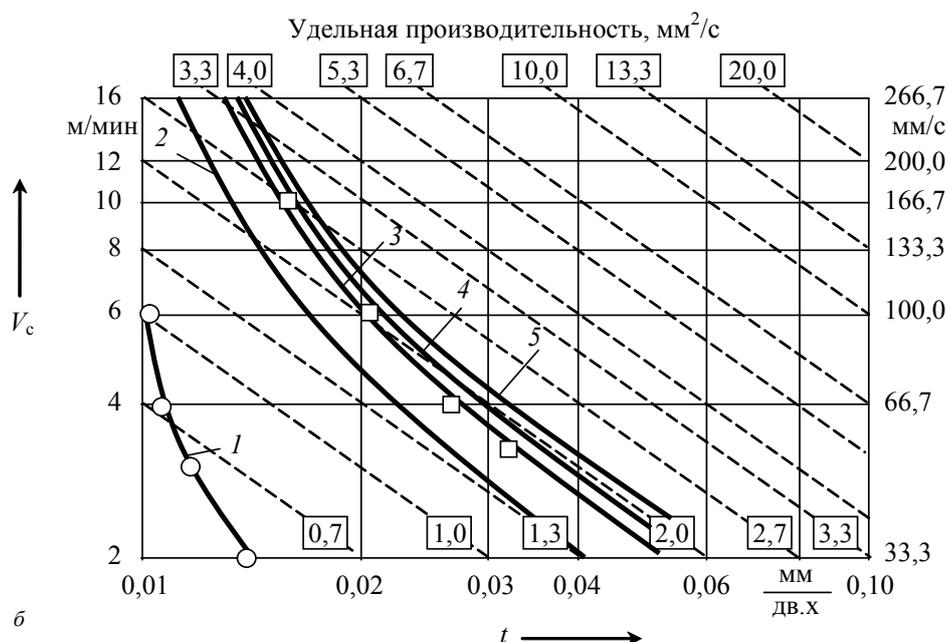
Критическую глубину  $t^*$  определяли как по результатам серии расчетов теплового состояния, так и по результатам измерения контактной температуры, полагая по рекомендациям [9] минимальную температуру отпуска равной  $500^\circ\text{C}$ .

Как видно из рис. 2, применение ультразвуковой техники подачи СОЖ (кривые 3-5) по сравнению с поливом (кривая 1) при одинаковом расходе подаваемой СОЖ позволило увеличить производительность шлифования до 2 раз при обработке заготовок из стали 40Х и до 3 раз при обработке заготовок из стали 95Х18. При этом, очевидно, в те же разы сократилась и норма расхода СОЖ на одну обработанную заготовку – до 2 раз при обработке заготовок из стали 40Х и до 3 раз при обработке заготовок из стали 95Х18. Наиболее эффективной оказалась ультразвуковая техника на основе частотно-модулированного сигнала [8].

Учитывая комплексное влияние техники подачи СОЖ на реализацию и смазочного, и охлаждающего действий, на втором этапе исследований оценивали вклад каждого из этих действий в итоговый температурный режим обработки. Ввиду невозможности изолировать функциональные действия в эксперименте, этот этап исследований проводили путем выполнения серии из двух численных расчетов теплового состояния инструмента и заготовки по методике [2], в одном из которых полагали  $q_{ж} = 0$ , тем самым искусственно исключая охлаждающее действие СОЖ. Некоторые результаты этого этапа исследований представлены на диаграммах рис. 3.



а

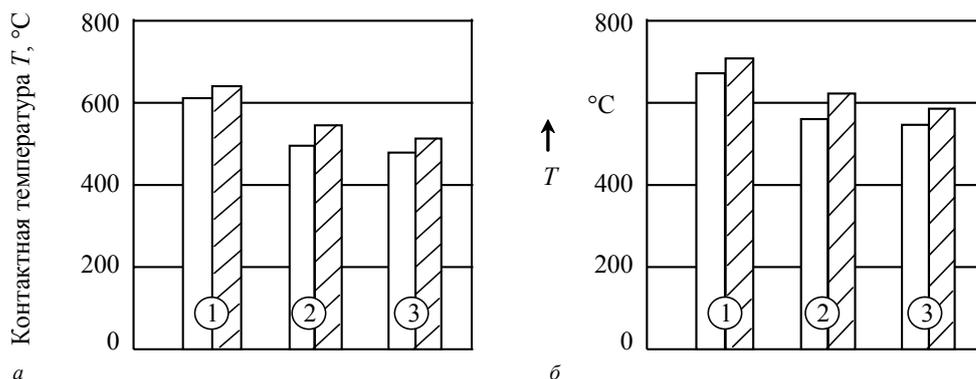


б

**Рис. 2.** Области бесприжогового плоского маятникового шлифования заготовок из стали 40X (а) и 95X18 (б) кругом 24A16HC17K11 с подачей СОЖ разными способами: 1,  $\circ$  – поливом; 2 – одновременно поливом и к торцу круга; 3,  $\square$  – то же с наложением немодулированных ультразвуковых колебаний; 4, 5 – то же с наложением соответственно амплитудно- и частотно-модулированных ультразвуковых колебаний;  $\circ$ ,  $\square$  – эксперимент, линии – расчет. СОЖ – 2 %-ый водный раствор продукта Синхо-2М (ТУ 38 1011060-86). Расход СОЖ – 10  $\text{дм}^3/\text{мин}$

Как следует из анализа представленных на рис. 3 результатов, применение ультразвуковой техники подачи СОЖ (столбцы 2 и 3 по сравнению со столбцами 1) обеспечивает более полную реализацию охлаждающего действия СОЖ, что выражается в большем снижении контактной температуры за счет теплоотвода  $q_{ж}$ . Так, для стали 40X уменьшение контактной температуры за счет теплоотвода  $q_{ж}$  без наложения ультразвука составило 7 %, а

с наложением ультразвука – около 12 %. Для стали 95X18 это уменьшение составило соответственно 3 и 7 % соответственно. Как показали результаты расчетов, контактная температура при обработке без применения СОЖ с тем же режимом составила 970 °C (для стали 40X) 1100 °C (для стали 95X18). Анализ этих результатов свидетельствует о преобладающем вкладе смазочного действия СОЖ в формирование контактной температуры в



**Рис. 3.** Влияние охлаждающего действия СОЖ на контактную температуру при плоском маятниковом шлифовании заготовок из стали 40Х (а) и 95Х18 (б) кругом 24А16НС17К11 с подачей СОЖ поливом и к торцу круга: 1 – без ультразвука; 2, 3 – с наложением соответственно немодулированных и частотно-модулированных колебаний; белые столбцы – расчет  $q_{ж}$  по методике [3]; заштрихованные –  $q_{ж} = 0$ . Режим шлифования: рабочая скорость круга – 35 м/с, скорость продольной подачи стола – 12 м/мин, врезная подача – 0,005 мм/дв.ход.

зоне обработки.

### Вывод

Таким образом, применение ультразвуковой техники подачи СОЖ обеспечивает комплексную интенсификацию смазочного и охлаждающего функциональных действий СОЖ и является резервом совершенствования технологий механической обработки в направлении ресурсосберегающего применения СОЖ.

### Перечень ссылок

1. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: справочник / Под общ. ред. Л.В. Худобина. – М.: Машиностроение, 2006. – 544 с.
2. Киселев Е.С. Теплофизический анализ операций механической обработки, выполняемых в условиях стесненного тепломассопереноса / Е.С. Киселев, В.Н. Ковальногов // Машиностроение и техносфера XXI века: сборник трудов XI международной научно-технической конференции. – Донецк: ДНТУ, 2004. – Т. 2. – С. 72-76.
3. Киселев Е.С. Теплофизический анализ концентрированных операций шлифования / Е.С. Киселев, В.Н. Ковальногов. – Ульяновск: УлГТУ, 2002. – 140 с.
4. Ефимов В.В. Научные основы повышения технологической эффективности СОЖ на операциях шлифования. Дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.08, 05.03.01 / Ульяновский политехн. институт. – Ульяновск, 1988. – 472 с.

5. Горбунова И.А. Разработка методики анализа теплового состояния в контактной зоне при глубинном шлифовании на базе экспериментальных исследований условий теплообмена. Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Рыбинская гос. технол. академия. – Рыбинск, 2005. – 16 с.
6. Ковальногов Н.Н. Пограничный слой в потоках с интенсивными воздействиями. – Ульяновск: УлГТУ, 1996. – 246 с.
7. Ковальногов Н.Н. Управление турбулентным переносом в пограничном слое посредством наложенных периодических воздействий / Н.Н. Ковальногов, В.Н. Ковальногов, Е.Д. Надысева, О.Ю. Шахов // Изв. вузов. Авиационная техника, 1998. – № 1. – С. 49-53.
8. Киселев Е.С. Интенсификация процессов механической обработки рациональным использованием энергии ультразвукового поля. – Ульяновск: УлГТУ, 2003. – 186 с.
9. Калинин Е.П. Аналитическое определение контактной температуры, эффективной мощности и глубины прижогов в поверхностном слое детали после шлифования / Е.П. Калинин, П.В. Смирнов // Машиностроение и автоматизация производства: межвузовск. сборник. – Вып. 11. – СПб.: СЗПИ, 1998. – С. 95-100.

Поступила в редакцию 22.06.2007

*Наведено результати дослідження можливостей використання ультразвуку для інтенсифікації тепловіддачі й зниження теплової напруженості в зонах обробки, а також збільшення продуктивності обробки шляхом застосування ресурсозберігаючої ультразвукової техніки подачі мастильно-охолодних рідин.*

*The results of investigation an opportunity of use of ultrasonic to increase of heat transfer, and to decrease of heat loading in machining zone, and also to increase of machining productivity by means of ultrasonic technique of cutting fluid feeding are given.*

УДК 005.311.2:004.94

*П. Н. Павленко, В. Ю. Кудряков, В. В. Трейтяк*

## ОПЫТ РАЗРАБОТКИ И ВНЕДРЕНИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ ТЕХНИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА

*Представлены результаты разработки и внедрения интегрированной автоматизированной системы технологической подготовки производства, которая автоматизирует функции проектирования, управления и планирования. Описаны основные возможности и преимущества этой системы.*

### Введение

В технической подготовке производства современных промышленных предприятий активно используются компьютерные CAD/CAM/CAE и PDM-системы. Однако, процессы технической подготовки настолько разноплановы, слабо формализованы, что, не смотря на обилие компьютерных систем, пока еще не создана интегрированная автоматизированная система технической подготовки производства (АСТПП), автоматизирующая функции проектирования, управления и планирования.

### Постановка задачи

Создание АСТПП на базе современных CALS и PLM-технологий актуально для большинства как украинских, так и российских предприятий. Система должна использовать локальные CAD/CAM/CAE-системы для решения конструкторских и технологических задач и базироваться на инструментальных возможностях универсальной PDM-системы. При этом должны решаться как глобальные задачи предприятия - создание интегрированной информационной среды для всех этапов жизненного цикла изделий, интеграция всех автоматизированных систем промышленного назначения, так и локальные задачи технологической подготовки производства - планирование, проектирование и управление.

### Результаты исследований

В настоящее время российские разработчики комплексных систем Компас, Тефлекс и Адем делают попытки создания АСТПП. Однако, в силу специфики условий разработки они создают системы привязанные к ранее созданным этими коллективами CAD/CAM системам. Такой подход не может обеспечить решение вышеназванных задач предприятий. Проектные решения разработчиков ERP-систем, к сожалению, также направлены на специализированные задачи, связанные с функционированием базовой системы. В зарубежных системах типа SAP R3, BAAN и др., к сожалению, не рассматриваются процессы технологической подготовки производства, характерные и типовые для

промышленных предприятий постсоветского пространства.

Инженерным центром Национального авиационного университета с 1998 года выполняются научные и проектные работы по внедрению CALS-технологий, интеграции автоматизированных систем и созданию на этой базе единого информационной среды для всех инженерно-технических служб конкретных промышленных предприятий. В качестве базового инструментария была взята PDM-система SmarTeam (разработчик Dassault Systemes, Франция). Единая информационная среда представляет собой общую базу данных, что используется как специалистами предприятия и его филиалов, так и поставщиками, подрядчиками и заказчиками, независимо от их географического расположения. Базовые возможности PDM-системы SmarTeam - полное управление структурой изделия, управление документооборотом, управление бизнес-процессами предприятия, контроль над ходом выполнения работ, интеграция с CAD/CAM и ERP-системами, организация и управление электронными архивами.

Удобные способы создания структуры баз данных и экранных форм представления информации без использования языков программирования позволяют легко адаптировать систему к специфическим условиям промышленных предприятий. Создание новых или включение в систему ранее созданных программ реализуется с помощью стандартных API интерфейсов.

Разработанная автоматизированная система технологической подготовки производства обеспечивает формирование интегрированной информационной среды предприятия, в котором решают задачи подготовки производства все специалисты, причастные к данным об изделии на всех этапах жизненного цикла изделия [1, 2].

АСТПП автоматизирует процесс работы специалистов, которые создают и работают с конструкторско-технологической информацией. Система может эксплуатироваться такими специалистами:

- руководителями структурных подразделений;
- конструкторами;

- сотрудниками отдела стандартизации;
- технологами-проектировщиками технологических процессов;
- технологами для разработки норм использования материалов и норм трудовых затрат;
- диспетчерами участков и цехов;
- сотрудниками служб маркетинга;
- операторами электронного архива.

Основные функциональные возможности системы:

- управление организационной структурой предприятия;
- разработка плановых заданий и диспетчеризация работ над проектами;
- управление конструкторскими проектами;
- управление конструкторской документацией в процессе проектирования, в том числе с использованием САД-систем;
- ведение базы данных материалов, стандартных, покупных и других изделий на проекты;
- ведение стандартов и нормативно-технической документации в электронном виде;
- «розузлирование» изделий;
- проектирование заготовок и ведение норм затрат материалов с учетом специфицированных норм;
- разработка «расцеховок»;
- разработка технологических процессов с автоматическим наследованием всей информации, введенной во время проектирования изделия;
- ведение «сквозных» и типовых технологических процессов;
- автоматическое формирование технологической документации;
- автоматическое формирование карт заказов оснастки и портфеля заказов для конструкторского бюро оснастки;
- проектирование карт эскизов с использованием САД-систем, в том числе с использованием 3D-моделей и чертежей, созданных конструктором;
- создание и ведение баз данных технологического назначения (оборудование, инструмент и т.д.);
- создание и ведение баз данных нормативно-технологической документации, в том числе инструкций, типовых операций и т.д.;
- интеграция данных с ERP-системами;
- диспетчеризация работ, планов и управления загрузкой оборудования;
- ведение электронных архивов и архивов твердых копий конструкторской документации и технологической документации.

АСТПП дает возможность решать такие задачи управления технологической подготовкой производства [3,4]:

- управление процессом технологического проектирования;
- управление конструкторскими и технологическими проектами и проектными процедурами;
- управление плановыми и диспетчерскими ра-

ботами;

- управление правом доступа к базам данных интегрированной информационной среды АСТПП;
- управление распределенным функционированием АСТПП расширенных производств;
- управление потоками заданий специалистов и загрузкой оборудования расширенных производств;
- управление процессами изменений в документации в реальном времени и т.д.

При выполнении работ по поставке разработок специалистов Инженерного центра Национального авиационного университета сначала проводят анализ и исследования методов и способов автоматизации функций проектирования, планирования и управления в условиях конкретного предприятия. С помощью методологий функционального моделирования IDEF0 и IDEF3, унифицированного языка визуального моделирования UML, а также интегрированного программного пакета BPW in 4.0 и ARIS осуществляется структурно-системный анализ функционирования предприятия, что позволяет смоделировать взаимодействие ресурсов и процессов реального предприятия.

#### Выводы

Представленная система прошла промышленную апробацию на ряде украинских и российских предприятиях. По отдельным ее программным модулям выполняются доработки и модификации под специфические требования и условия предприятий. В целом, система решает задачу комплексной автоматизации технологической подготовки производства в единой информационной среде, обеспечивая автоматизацию рабочих мест большинства инженерно-технических специалистов и руководителей структурных подразделений предприятий.

#### Перечень ссылок

1. Павленко П.Н. Автоматизовані системи технологічної підготовки розширених виробництв. Методи побудови та управління: Монографія. - К.: Книжкове видавництво НАУ, 2005. - 280 с.
2. Бабак В.П., Павленко П.Н. Методика створення розширених промислових виробництв // Технологіческие системы. - 2005. - №2. - С. 42-51.
3. Павленко П.Н. Оптимальне управління в інформаційному середовищі автоматизованих систем // Вісник НАУ. - 2005. - №4. - С. 27-29.
4. Павленко П.Н. Опыт использования многоагентных технологий в автоматизированных системах производственного назначения // Електроніка та системи управління. - 2006. - № 1(7). - С. 164-168.

*Поступила в редакцию 8.06.2007*

*Представлено результати розробки та впровадження інтегрованої автоматизованої системи технологічної підготовки виробництва, яка автоматизує функції проектування, управління і планування. Описано основні можливості та переваги цієї системи.*

*Results of development and introduction of the integrated automated system of technological preparation of manufacture which automates functions of designing, managements and planning are presented. The basic opportunities and advantages of this system are described.*

УДК 621.923

Е. С. Киселев, З. В. Степчева

## ФОРМИРОВАНИЕ РЕГУЛЯРНОГО МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ АЛМАЗНОМ ВЫГЛАЖИВАНИИ МОДУЛИРОВАННЫМИ УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ

*Установлена и экспериментально проверена однозначная зависимость между параметрами ультразвуковых колебаний и геометрическими характеристиками регулярного микрорельефа (РМР) в виде сетки микроуглублений обработанной поверхности в процессе алмазного выглаживания.*

Существенным резервом повышения надежности и ресурса машин является рационализация геометрических параметров микрорельефа рабочих поверхностей деталей для тех или иных конкретных условий их эксплуатации.

Известные способы формирования регулярных микрорельефов (РМР) при обычном алмазном выглаживании реализуются, как правило, за счет усложнения кинематики процесса обработки [1]. Использование ультразвуковых колебаний, модулированных по частоте и амплитуде, позволяет достичь формирования регулярных микрорельефов, варьируя в широких пределах параметрами ультразвуковых колебаний и режимами обработки, не усложняя кинематику процесса [2, 3]. При этом возникает необходимость регламентировать режимы обработки в зависимости от вида требуемого микрорельефа, обусловленного назначением детали. К примеру, для поверхностей тяжело нагруженных шарниров, смазываемых консистентными смазками, и прямолинейных направляющих целесообразно применять сетку каналов, способствующих подвижности смазки и ее обогащению кислородом с целью предотвращения схватывания. При формировании такого микрорельефа алмазным выглаживанием существует вероятность повторной об-

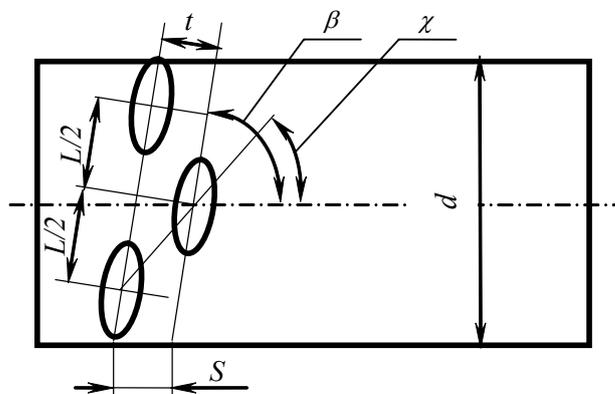
работки уже упрочненных участков микрорельефа, и вследствие этого, ухудшения качества обработки. Избежать этого негативного явления позволяет регламентация режимов ультразвукового алмазного выглаживания с использованием модулированных УЗК в зависимости от параметров микрорельефа.

Для установления такой связи выделим требуемые параметры микрорельефа, которые необходимо обеспечить в процессе обработки (рис. 1).

При формировании на поверхности обрабатываемой заготовки плотной сетки непересекающихся канавок (рис. 1) с осевым и радиальным шагами выдавливаемых канавок  $t$  и  $L$ , мм, и углом сетки микрорельефа  $\chi$ , град., для исключения повторной обработки уже упрочненных участков в поверхностном слое, необходимо выполнение следующего условия:

$$S = \frac{\pi d}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (1)$$

где  $S$  – продольная подача, мм/об;  $d$  – диаметр заготовки, мм;  $\beta$  – угол подъема винтовой линии выдавливаемых канавок, град.:



**Рис. 1.** Схема микрорельефа:  $L$  – радиальный шаг выдавливаемых канавок,  $t$  – осевой шаг выдавливаемых канавок,  $\chi$  – угол сетки микрорельефа,  $\beta$  – угол подъема винтовой линии выдавливаемых канавок

$$\beta = \arccos \frac{L}{2t} + \chi. \quad (2)$$

При этом период модулированных ультразвуковых колебаний  $T$ , с, в зависимости от соотношения параметров микрорельефа, диаметра заготовки, а также частоты вращения выбирается из соотношения [3]:

$$T = \frac{1}{n} \frac{L}{\pi d}. \quad (3)$$

Глубина образующихся углублений  $h$  определяется по формуле (рис. 2):

$$h = \frac{d_o^2}{4D}, \quad (4)$$

где  $d_o$  – размеры отпечатка в окружном направлении, мм; могут быть определены по формуле И.В. Кудрявцева:

$$d_o = \left( \frac{D \cdot E_y}{0,1 \cdot HD} \right)^{\frac{1}{4}}, \quad (5)$$

где  $E_y$  – необходимая для внедрения на глубину  $\Delta A$  энергия ударных импульсов, Дж; рассчитывается с учетом ликвидации наследственной шероховатости поверхности от предыдущей технологической операции [5]:

$$E_y = \frac{\pi \cdot D \cdot c \cdot \sigma_s \cdot b \cdot \Delta A^{v+2}}{(v+1)(v+2)(1+\beta_1)^v \cdot R^v_{\max_0}}, \quad (6)$$

где  $b$ ,  $v$  – коэффициенты, описывающие опорную кривую профиля микронеровностей до уровня средней линии;  $R_{\max_0}$  – максимальная высота профиля микронеровностей, мкм;  $c$  – коэффициент стеснения,  $\beta_1$  – коэффициент, учитывающий упругую осадку микровыступов.

Глубина внедрения  $\Delta A$  между шероховатой плоскостью под действием УЗК определяется разностью максимальной и минимальной амплитуд УЗК:

$$\Delta A = (A_{\max} - A_{\min})/2. \quad (7)$$

Количественную оценку эффективности ультразвуковой модуляции по регуляризации микрорельефа для различных материалов по зависимостям (1)-(3) осуществляли в два этапа.

На первом этапе исследовали влияние ультразвуковой модуляции на параметры микрогеометрии ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{\max}$  по ГОСТ 2789-73) и волнистости  $W_z$ ,  $W_{\max}$ ,  $S_w$  при обработке заготовок из быстрорежущей стали Р18. На втором этапе проверяли адекватность математических зависимостей, описывающих микрорельеф поверхности, при обработке заготовок из сталей Р18, 40Х и 95Х18. При этом целью экспериментов являлось формирование микрорельефа в виде сетки микроуглублений с углом  $\chi = 45^\circ$  размерами 800 мкм и глубиной 300 мкм.

Эксперименты проводили на специально разработанной установке, смонтированной на базе токарно-винторезного станка УТ16-ПМ, оснащенной устройствами для измерения составляющих силы выглаживания на базе серийно выпускаемых динамометра УДМ-100, усилителя 8АНЧ-26М, светолучевого осциллографа «Нева-МТ-1». Наложение



Рис. 2. Предполагаемая схема образования регулярного микрорельефа, на поверхности заготовки, при алмазном выглаживании с наложением модулированных ультразвуковых колебаний:

а – процесс выглаживания; б – схематичное движение алмазного выглаживателя;  
1 – обрабатываемая заготовка; 2 – алмазный выглаживатель

ультразвуковых колебаний на алмазный выглаживатель осуществляли с помощью ультразвукового генератора «Техма-2» ( $f = 18,6$  кГц) [4], оборудованного сменными электронными платами, благодаря которым генератор может создавать выходной сигнал, модулированный по амплитуде и частоте. Параметры амплитудной и амплитудно-частотной модуляции: глубина модуляции 80 % и 25 %; частота первого импульса 18,6 кГц и 20 кГц; частота второго импульса при амплитудно-частотной модуляции – 12,5 кГц; частота следования импульсов – 1 кГц.

Цилиндрические образцы из сталей P18 и 40X диаметрами 60 и 52 мм и длиной 160 мм, из стали 95X18 размерами  $\varnothing 40 \times 220$  мм, устанавливали в центры станка. В качестве деформирующего инструмента использовали алмазные выглаживатели с радиусами рабочей части 1,5 и 3 мм. Окружную скорость заготовок из сталей 95X18, P18 и 40X варьировали в пределах, соответственно, 25-31 м/мин, 37-46 м/мин и 32-40 м/мин. Продольную подачу выглаживания всех перечисленных материалов изменяли от 0,036 до 0,064 мм/об, величину нагрузки на алмазный выглаживатель  $P_y$  – от 100 до 200 Н. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости применяли масло индустриальное И-20А. Результаты некоторых экспериментальных исследований по оценке влияния модуляции (амплитудная или амплитудно-частотная) на параметры эффективности ультразвукового АВ с наложением УЗК представлены на рис. 3-7.

Как и ожидалось, применение ультразвуковых колебаний, в отличие от обычного алмазного выглаживания, позволяет уменьшить высотные параметры шероховатости на 5-10 % (рис. 3).

Использование же амплитудной и амплитудно-частотной модуляции приводит к увеличению вы-

сотных параметров шероховатости по сравнению с обычным выглаживанием на 20-30 %. Это подтвердило возможность образования канавок, размеры которых соизмеримы с параметрами шероховатости, что свидетельствует о частичной регуляризации микрорельефа.

Сравнение параметров волнистости обрабатываемых заготовок, представленное на рис. 4, свидетельствует о том, что применение амплитудной модуляции УЗК способствует увеличению параметров волнистости  $W_z$ ,  $W_{max}$ ,  $S_w$  на 92%, а амплитудно-частотной — более чем в 2 раза. Это свидетельствует о том, что наложение модулированных УЗК при алмазном выглаживании приводит к образованию сетки микроуглублений на одинаковом расстоянии  $L$  в поверхностном слое заготовки.

В качестве визуальной иллюстрации картины поверхностного слоя обработанных заготовок с помощью биологического микроскопа были сделаны фотографии с увеличением в 100 раз. Регулярный микрорельеф замечен визуально в виде череды углублений в зависимости от элементов режима обработки и группы обрабатываемых материалов (рис. 5, 7).

Параметры полученного микрорельефа показаны на рис. 6. Их отличие от расчетных значений составляет порядка 7 %, что подтверждает справедливость математических зависимостей (1)-(3) и доказывает эффективность применения ультразвуковых модулированных колебаний для формирования на обработанной поверхности регулярного микрорельефа в виде сетки чередующихся канавок при алмазном выглаживании.

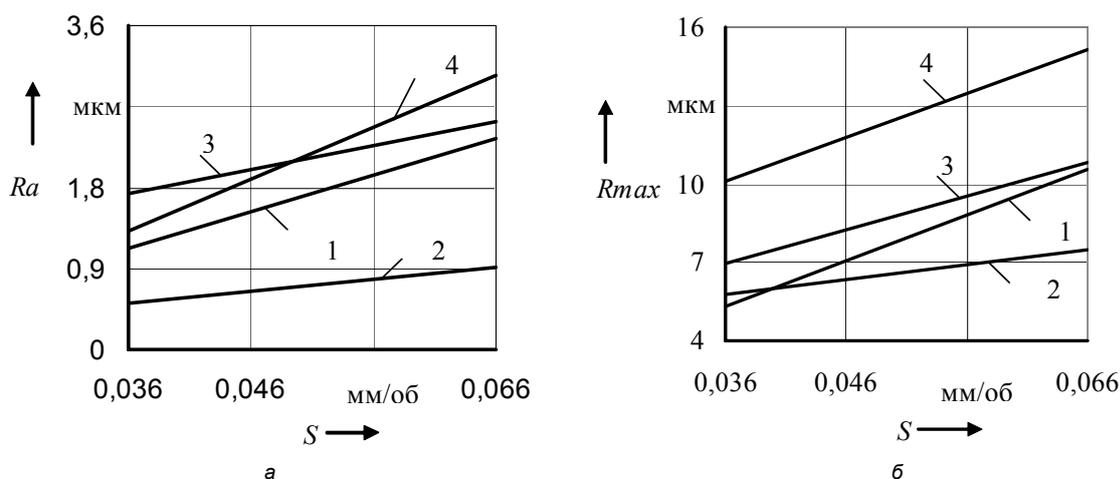
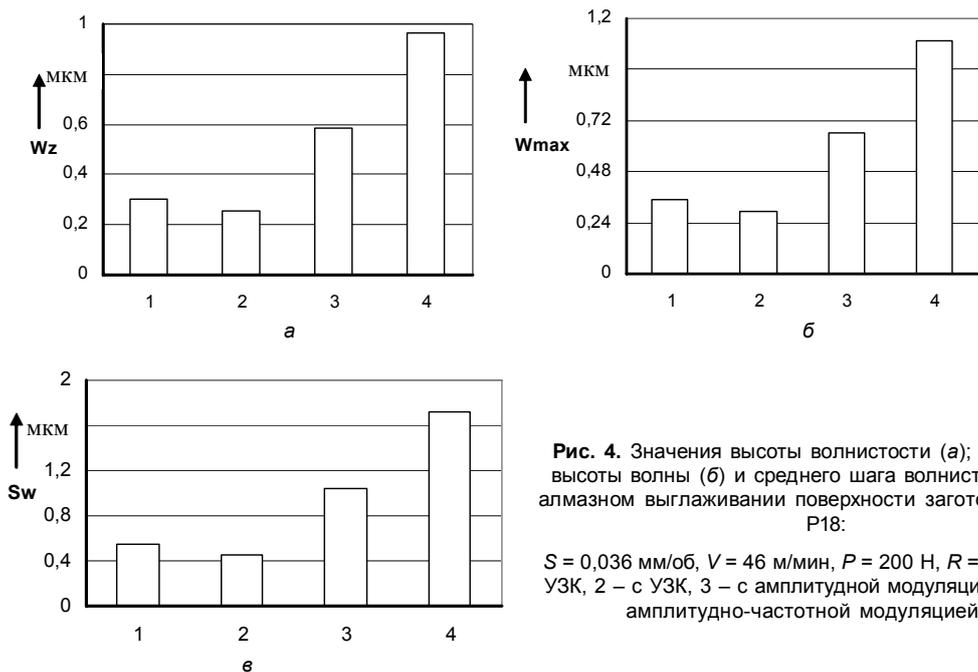


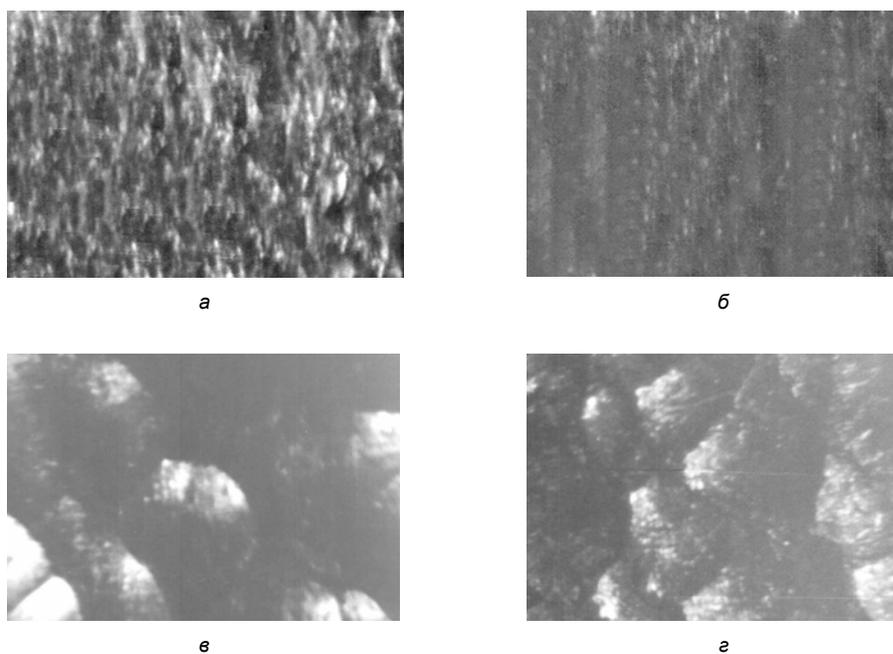
Рис. 3. Зависимость среднего арифметического отклонения профиля  $R_a$  (а), наибольшей высоты неровностей профиля  $R_{max}$  (б) от подачи  $S$  при обработке заготовок из быстрорежущей стали P18:

$V = 37$  м/мин,  $P = 200$  Н, радиус алмазного выглаживателя  $R = 1,5$  мм; 1 – без УЗК, 2 – с УЗК, 3 – с амплитудной модуляцией УЗК, 4 – с амплитудно-частотной модуляцией УЗК



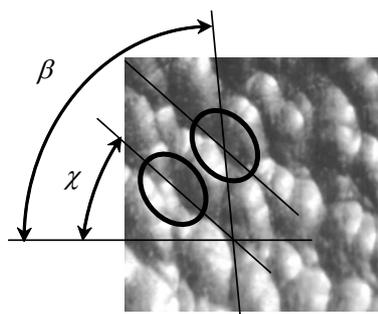
**Рис. 4.** Значения высоты волнистости (а); наибольшей высоты волны (б) и среднего шага волнистости (в) при алмазном выглаживании поверхности заготовки из стали Р18:

$S = 0,036$  мм/об,  $V = 46$  м/мин,  $P = 200$  Н,  $R = 3$  мм; 1 – без УЗК, 2 – с УЗК, 3 – с амплитудной модуляцией УЗК, 4 – с амплитудно-частотной модуляцией УЗК



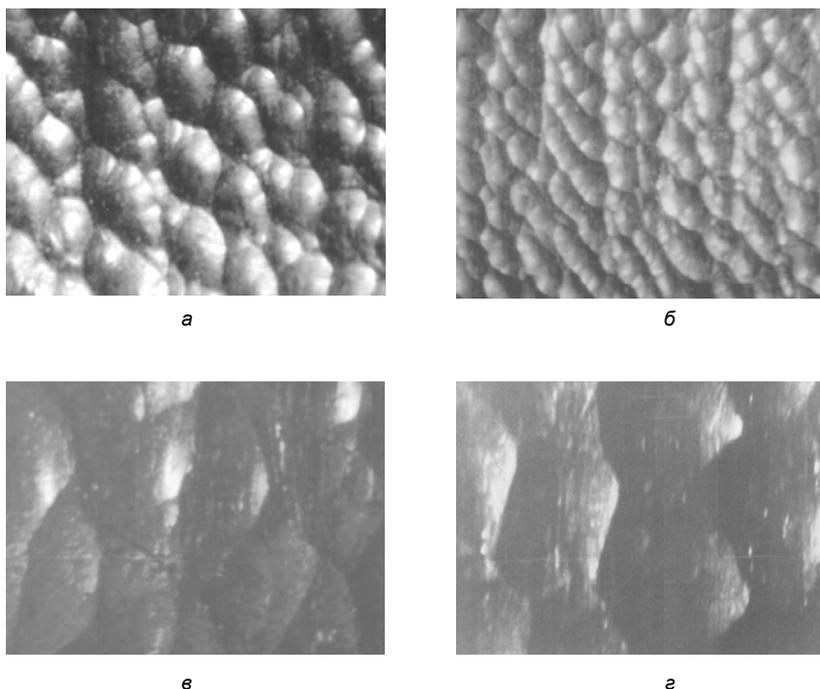
**Рис. 5.** Микрорельеф обработанной поверхности на заготовках из стали Р18 с увеличением в 100 раз:

$S = 0,032$  мм/об,  $V = 37$  м/мин,  $P = 250$  Н,  $R = 1,5$  мм; без УЗК (а), с наложением УЗК (б), с амплитудной модуляцией УЗК (в), с амплитудно-частотной модуляцией (г)



**Рис. 6.** Характеристика полученного микрорельефа:

$$\beta = 85^\circ, \chi = 41^\circ$$



**Рис. 7.** Микрорельеф обработанной поверхности на заготовках из стали 95X18 (а, б) и стали 40X (в, г) с увеличением в 63 раза:

$S = 0,032$  мм/об,  $V = 37$  м/мин,  $P = 250$  Н,  $R = 1,5$  мм; с амплитудной модуляцией УЗК (а, в), с амплитудно-частотной модуляцией (б, г)

#### Перечень ссылок

1. Шнейдер Ю. Г. Образование регулярных микрорельефов на деталях и их эксплуатационные свойства. Л.: Машиностроение, 1972. – 240 с.
2. Пат. 2170654 Российская Федерация, МПК<sup>6</sup> В 24 В 39/00. Способ упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. / Киселев Е. С., Унянин А. Н., Маттис А. В. – № 99124077/02 ; заявл. 16.11.99 ; опубл. 20.07.2001, Бюл. № 20. – 5 с.
3. А. с. 1523316, МПК<sup>6</sup> В 24 В 39/00. Способ упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием / Бондаренко В. М., Литвак В. П., Куликов В. Т., Балакин В. Ф. – № 3900501/23-27; заявл. 23.05.85 ; опубл. 23.11.89, Бюл. № 43. – 4 с.
4. Киселев Е.С. Интенсификация процессов механической обработки использованием энергии ультразвукового поля. Ульяновск: УлГТУ, 2003. – 186 с.
5. Бабичев А. П. Отделочно-упрочняющая обработка деталей многоконтактным виброударным инструментом. / А. П. Бабичев, П. Д. Мотренко и др. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2003. – 192 с.

Поступила в редакцию 21.06.2007

*Встановлено і експериментально перевірено однозначну залежність між параметрами ультразвукових коливань і геометричні характеристики регулярного мікрорельєфу (РМР) в вигляді сіток мікрозаглиблень обробленої поверхні в процесі алмазного вигладжування.*

*It is installed is checked unambiguous dependency between parameter of the ultrasonic fluctuations and feature regular microrelief in the manner of nets small hole process of diamond smoothing.*

УДК 620.178

А. Г. Сахно

## ФОРМИРОВАНИЕ ОДНОРОДНЫХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТОНКИХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ В ПАЗАХ ДИСКОВ КОМПРЕССОРА ИЗ СПЛАВА ХН73МБТЮ-ВД

*Представлены результаты исследования закономерностей формирования свойств поверхностного слоя пазов и характеристик выносливости дисков компрессора.*

В серийном производстве на заключительном этапе изготовления дисков используется механизированный метод обработки ПСА, предназначенный для притупления кромок, удаления заусенцев, улучшения микрорельефа, создания благоприятных свойств поверхностного слоя. Однако применение данного метода, как указывалось в работе [1], сопровождается внедрением в поверхность абразивных частиц и приводит к существенным изменениям химического состава поверхностного слоя.

Как установлено [2-7], наличие твердых неметаллических включений и изменение элементного состава могут приводить к существенному повышению неоднородности свойств поверхностного слоя и рассеяния механических характеристик при одновременном снижении сопротивления усталости сплава [8]. Но в то же время высокая производительность метода ПСА и его некоторые достоинства вызывают необходимость применения этой обработки в производстве. В связи с этим, один из возможных резервов повышения стабильности и уровня физико-механических свойств поверхностного слоя пазов – получение минимального содержания абразивных частиц за счет применения альтернативных видов обработки или их сочетания с обработкой ПСА при наиболее благоприятных режимах в тех случаях, когда по ряду причин невозможно исключить данную операцию из технологического процесса.

С целью снятия остаточных напряжений после механической обработки на заключительном этапе изготовления деталей из жаропрочных сплавов рекомендуют применять отжиг в вакуумной среде при температуре, превышающей температуру старения [2, 9], при котором, несмотря на некоторое возможное снижение предела выносливости с увеличением размеров зерна сплава, происходит уменьшение и выравнивание напряженно-деформированного состояния и повышение стабильности механических свойств детали.

В качестве финишной обработки, альтернативной ПСА, также может быть предложено упрочнение дисков шариками в ультразвуковом поле (УЗУ). Наряду с общеизвестными достоинствами, обра-

ботка шариками обладает потенциальной возможностью полного или частичного устранения следов и частиц абразива от предшествующей обработки [10-13]. Кроме того, деформационное воздействие на деталь, в том числе упрочняющих тел, может вызывать при соответствующих диффузионных процессах изменение химико-структурного состояния поверхностного слоя [14, 15].

В связи с этим, обработка шариками в ультразвуковом поле, вероятно, может обладать потенциальными возможностями не только очистки поверхности от неметаллических включений при динамическом контакте последних с рабочими телами, но также и способностью целенаправленного воздействия на химический состав и микроструктуру тонких поверхностных слоев за счет инициации диффузионных процессов.

Для проверки этого предположения, а также для исследования физико-механических свойств и сопротивления усталости сплава ХН73МБТЮ-ВД при соответственном воздействии различных методов обработки, из одного серийного диска были получены 4 партии натуральных образцов со следующими технологическими вариантами: 1) Протягивание пазов с радиусом выкружки  $R = 0,6$  мм + слесарная обработка, притупление кромок радиусом  $r = 0,65$  мм + обработка ПСА по установившейся серийной технологии; 2) Обработка по п.1 + отжиг, вакуум,  $750 \pm 20$  °С, 4 ч; 3) Обработка по п.1 + УЗУ шариками диаметром 0,68 мм в течение 60 с; 4) Обработка по п.2 + УЗУ шариками диаметром 0,68 мм в течение 60 с.

Упрочнение обода и пазов осуществлялось при фиксированных положениях неподвижного диска на ультразвуковой установке ЗМКБ «Прогресс» при следующих режимах: масса шариков из стали ШХ15 –  $6 \cdot 10^{-3}$  кг, объем камеры –  $0,02 \cdot 10^{-3}$  м<sup>3</sup>; скорость соударения шариков 10 м/с. Обработка и изготовление образцов осуществлялись с применением контроля ЛЮМ1-ОВ.

Количество и распределение абразивных частиц на поверхностях пазов определяли в поляризованном свете на микроскопе МИМ-8 при 200-кратном увеличении согласно ГОСТ 1778-70. Оценива-

ли количество включений на площади объекта 100 мм<sup>2</sup>, распределение включений по размерным группам, а также средний процент занимаемой включениями площади поверхности по 20-ти полям зрения.

Анализ результатов измерения (табл. 1) указывает на высокое содержание абразивных частиц по количеству и занимаемой поверхности после обработки ПСА. Применение отжига после данной обработки (второй вариант) несколько снижает количество крупных (12.....50 мкм) неметаллических включений на поверхности. По-видимому, это связано с различием модуля упругости и пластических свойств включения и матрицы и с отсутствием возможности деформирования твердых частиц совместно с матрицей. В связи с этим, при нагреве, выдержке и охлаждении во время термообработки на границе раздела «включение-матрица» возникают зоны повышенной локальной деформации. Уровень возникающих при этом напряжений у поверхности включения зависит от размера частицы и поэтому разрушение крупных хрупких включений может происходить при более низких степенях деформации, чем мелких [7]. К тому же, известно, что недеформируемые частицы, содержащие алюминий (типа корунд), склонны к образованию полостей путем отслоения их от матрицы [7].

В связи с этим, механизм разрушения включений после отжига может быть представлен следующим образом. При обработке ПСА абразивные частицы внедряются в поверхность, в которой перед этим после протягивания пазов, как правило, возникают остаточные напряжения растяжения.

При нагреве, выдержке и последующем охлаждении при отжиге возникает релаксация напряжений матрицы, однако наличие твердых, и вместе с тем хрупких, недеформируемых частиц препятствует уменьшению и выравниванию напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя и

способствует скоплению дислокаций у границ раздела «включение-матрица» [4-7].

При перераспределении напряжений матрицы на более крупные недеформируемые частицы будут действовать и большие напряжения. Поскольку перераспределение напряжений и повышение давления со стороны матрицы на частицу в поверхностном слое при обработке происходит за относительно короткий промежуток времени, то в случае повышения давления до определенного предела, превышающего прочность самого хрупкого включения или прочность его сцепления с металлом, частица разрушается или выдавливается с поверхности с последующим образованием лунок.

На более мелкие включения действуют меньшие напряжения. Поэтому, при повышении давления, вероятность достижения его предельной величины, способной разрушить частицу, будет меньше. Но одновременно с этим, возросшее давление со стороны матрицы усиливает защемление частицы в металле поверхностного слоя.

Применение УЗУ после обработки ПСА приводит к значительному снижению количества неметаллических включений во всех интервалах размерных групп и к общему уменьшению занимаемой включениями поверхности в 10 раз. Это достигается за счет «выдавливания» абразивных частиц матрицей, на поверхности которой по мере обработки возникают остаточные напряжения сжатия [10]. Кроме того при динамическом воздействии рабочих тел (шариков) с поверхностью происходит разрушение частиц и их измельчение с последующим пластическим сглаживанием образующихся лунок при многократном соударении шариков и упругопластической деформации.

В случае проведения отжига после обработки ПСА последующее применение УЗУ менее эффективно (четвертый вариант), что связано, как указывалось выше, с увеличением сил сцепления матрицы и мелких частиц абразива. В результате этого для разрушения более мелких частиц абразива

**Таблица 1** – Распределение абразивных включений по размерным группам и процент занимаемой площади при различной финишной обработке

№ п/п	Вариант технологии	Количество включений на 100 мм <sup>2</sup> площади					Процент занимаемой включениями площади
		Размерные группы, мкм					
		3...6	6...12	12...25	25...50	50...100	
1	Протягивание + обработка ПСА	117	468	687	511	8	0,51
2	П.1 + отжиг (вакуум, 750 °С, 4ч)	234	365	482	278	0	0,33
3	Обработка по п.1 + УЗУ (60 с)	44	73	146	44	0	0,05
4	Обработка по п.2 + УЗУ (60 с)	15	307	467	117	15	0,31

за счет динамического воздействия шариков необходима большая энергия соударения последних с поверхностью.

В качестве подтверждения особого представления о механизме явлений, возникающих в результате протекания деформационных процессов в тонких поверхностных слоях при различной финишной обработке сложнелегированного сплава, доказательством служат результаты исследования микроструктуры.

Исследования микроструктуры поверхностного слоя пазов диска из сплава ХН73МБТЮ-ВД производили с помощью растрового микроскопа ISTM-300 на шлифах образцов, вырезанных из донной части паза, после 5-ти вариантов обработки: 1 – протягивание паза; 2 – обработка по п.1 + ПСА; 3 – обработка по п.2 + УЗУ ( $Dш = 0,68$  мм,  $\tau = 60$  с); 4 – обработка по п.2 + отжиг ( $750$  °С, вакуум, 4 ч); 5 – обработка по п.4 + УЗУ ( $Dш = 0,68$  мм,  $\phi = 60$  с).

Оценивали величину частиц упрочняющей  $\gamma'$ -фазы, а также их количество и распределение в поверхностном слое глубиной  $10 \dots 15$  мкм, которое определяли по 21 полю зрения площадью  $11 \text{ мкм}^2$  на общей площади объекта порядка  $230 \text{ мкм}^2$  (увеличение составляло  $\times 4500 \dots \times 7500$ ).

Результаты исследования, представленные на рис. 1...5 и в табл. 2, позволяют говорить о некоторых отличиях микроструктуры тонкого поверхностного слоя в зависимости от применяемой финишной обработки.

В исходном образце после протягивания характерным является наличие мелких частиц  $\gamma'$ -фазы ( $0,07 \dots 0,25$  мкм), которые различимы уже практически от линии поверхности (рис. 1). Различие в их количестве в тонком слое глубиной до 10 мкм и в основном металле незначительно (в пределах 10 %).

Для образца после протягивания с последующей обработкой ПСА (второй вариант) характерно некоторое увеличение частиц  $\gamma'$  ( $0,15 \dots 0,35$  мкм) при более округлой их форме (рис. 2). Частицы различимы на глубине от поверхности более 3-х мкм. Сама поверхность нашлажирована абразивными частицами в виде белого налета толщиной порядка 2,5 мкм и более. На глубине около 3-х мкм упрочняющая фаза имеет форму, слегка удлиненную в направлении, параллельном поверхности, в то время как в сердцевине – частицы преимущественно правильной формы. При этом, они в основной своей массе расположены ближе друг к другу, местами наблюдается их слияние. Различие в количестве частиц по глубине исследуемого слоя составило в среднем 20 %.

Применение отжига после обработки ПСА (третий вариант) привело к образованию более очищенной от абразивных частиц поверхности (рис. 3). При этом толщина слоя, нашлажированного абразивом, значительно меньше и составляет  $0,3 \dots 0,5$  мкм.

Размер частиц  $\gamma'$ - фазы заметных изменений не претерпевает по сравнению со вторым вариантом, однако повышается их количество и местами наблюдается слияние частиц. В слоях выше 3-х мкм форма частиц, в основном, правильная, у поверхности же она неоднородна – на различных участках могут иметь место как вытянутые в горизонтальном направлении частицы, так и глобулярные. Различие в количестве частиц как по глубине слоя, так и вдоль поверхности (длиной около 23 мкм) достигает 20 %.

Применение после ПСА ультразвукового упрочнения шариками (рис. 4) также привело к очищению поверхности; глубина слоя, нашлажированного абразивом, составляет  $0,2 \dots 0,4$  мкм. Размер частиц  $\gamma'$ - фазы несколько меньше по сравнению со вторым и третьим вариантами, но в то же время еще несколько возросло их количество. При этом характерным является более равномерное распределение  $\gamma'$ - фазы: как по глубине, так и вдоль поверхности различие в количестве частиц составляет 8 %.

У образца после пятого варианта обработки (протягивание + ПСА + отжиг + УЗУ) глубина проникновения частиц абразива в среднем составляет  $0,2 \dots 0,4$  мкм, но местами может достигать до 1 мкм. Размер частиц  $\gamma'$ - фазы по сравнению с четвертым вариантом несколько возрастает и значительно повышается их количество (рис. 5). При этом характерно появление колоний близкорасположенных частиц, а также их слияние. Форма частиц, в основном, глобулярная, ярко выраженной их текстуры не наблюдается. Различие в количестве частиц по глубине и вдоль поверхности незначительно и составляет 5 %.

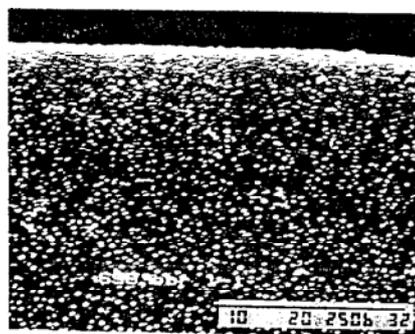


Рис. 1. Микроструктура поверхности пазов диска после протягивания ( $\times 4500$ )

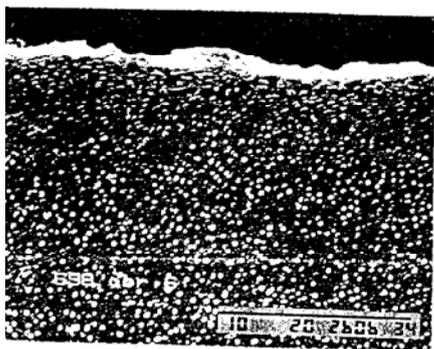


Рис. 2. Микроструктура поверхности пазов диска после протягивания + ПСА ( $\times 4500$ )

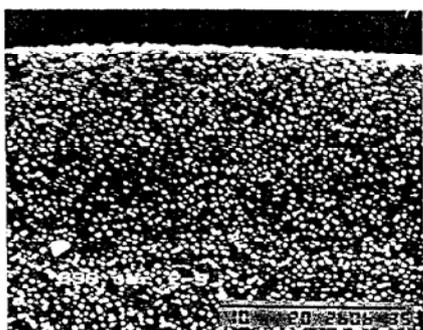


Рис. 3. Микроструктура поверхности пазов диска после протягивания + ПСА + отжиг ( $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ , вакуум, 4ч) ( $\times 4500$ )

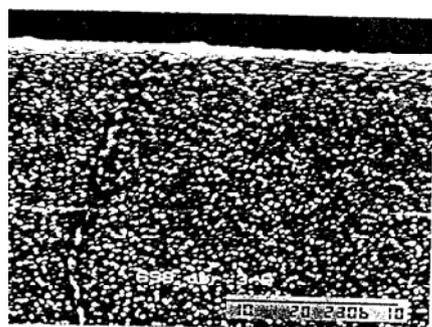


Рис. 4. Микроструктура поверхности пазов диска после протягивания + ПСА + УЗУ ( $\times 4500$ )

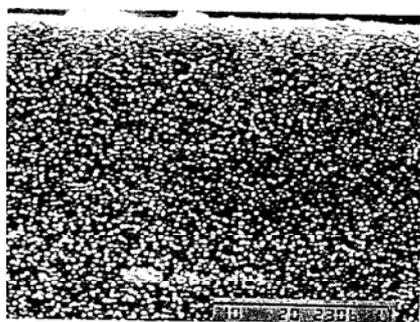


Рис. 5. Микроструктура поверхности пазов диска после протягивания + ПСА + отжиг ( $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ , вакуум, 4ч) + УЗУ ( $\times 4500$ )

Результаты подсчета  $\gamma'$ -частиц и их распределение по 21 полю зрения показали следующие закономерности изменения микроструктуры в поверхностном слое (табл. 2).

Применение обработки ПСА после протягивания (второй вариант) способствовало некоторому увеличению содержания частиц  $\gamma'$ -фазы по сравнению с образцом после протягивания (на 14 %) и одновременно с этим – еще большему повышению рассеяния в их распределении по различным полям зрения.

К существующему увеличению (почти в 1,5 раза) количества  $\gamma'$ -частиц привело применение отжига после обработки ПСА (третий вариант). Одновременно с этим характерно и снижение на 50 % рассеяния в их распределении.

Применение УЗУ после ПСА (четвертый вариант) в еще большей степени повысило содержание в поверхностном слое частиц  $\gamma'$ -фазы. По сравнению с образцом после обработки ПСА их количество возросло более, чем в 1,5 раза, а по сравнению с образцом после протягивания (первый вариант) – на 78 % при снижении рассеяния в распределении частиц более чем в 2 раза.

УЗУ после отжига (пятый вариант) способствовал еще некоторому повышению содержания частиц  $\gamma'$ -фазы по отношению к образцу, упрочненному без предварительной термообработки (четвертый вариант), и – весьма значительному возрастанию их количества в сравнении с исходным образцом после протягивания (более, чем в 2 раза). Заметно снижается при этом и рассеяние в распределении  $\gamma'$ -частиц (в 2,5.....3 раза).

При определении средних значений микротвердости по результатам измерения на различных участках поверхности донной части паза (табл. 3), производилась оценка рассеяния значений  $H_{\mu}$  по среднеквадратическому отклонению  $S\bar{H}_{\mu}$  от среднего значения и по коэффициенту вариации  $v$ .

Применение после протягивания обработки ПСА приводит к существенному (в 1,5...4 раза) увеличению характеристик рассеяния на различных участках поверхности паза. В то же время, обработка шариками в ультразвуковом поле в любом сочетании способствует снижению рассеяния значений  $H_{\mu}$  в 2,9.....3,4 раза по сравнению с обработкой ПСА.

Несомненно, такое различие в стабильности свойств поверхностей дисков при использовании различных финишных технологий должно приводить к рассеянию характеристик сопротивления усталости и снижению несущей способности детали.

Исследование сопротивления усталости производили для четырех партий образцов из одного диска с различными вариантами технологии. Испытания на усталость натуральных образцов осуще-

**Таблица 2** – Количество  $\gamma'$ - фазы в поверхностном слое (0.....10 мкм) после различных методов обработки (площадь среза  $\sim 10 \times 23 = 230 \text{ мкм}^2$  по 21 полю зрения площадью  $11 \text{ мкм}^2$ )

## 1 – Протягивание

Глубина слоя, мкм	Количество частиц X, шт	Среднее значение $\bar{X}$ , шт	$S \bar{x}$	v	Процентное содержание частиц $\gamma'$ - фазы на поверхности шлифа, %
3	343	49,0	7,58	0,165	13,2
6	303	43,3			
10	320	45,7			
$\Sigma$	966	46,0			

## 2 – Протягивание + ПСА

Глубина слоя, мкм	Количество частиц X, шт	Среднее значение $\bar{X}$ , шт	$S \bar{x}$	v	Процентное содержание частиц $\gamma'$ - фазы на поверхности шлифа, %
3	395	56,4	9,48	0,181	15,03
6	329	47,0			
10	377	53,8			
$\Sigma$	1101	52,4			

## 3 – Протягивание + ПСА + отжиг 750 °С, 4 ч

Глубина слоя, мкм	Количество частиц X, шт	Среднее значение $\bar{X}$ , шт	$S \bar{x}$	v	Процентное содержание частиц $\gamma'$ - фазы на поверхности шлифа, %
3	450	64,3	8,21	0,116	20,2
6	537	76,3			
10	496	70,8			
$\Sigma$	1480	70,5			

4 – Протягивание + ПСА + УЗУ ( $D = 0,68 \text{ мм}$ ,  $\tau = 60 \text{ с}$ )

Глубина слоя, мкм	Количество частиц X, шт	Среднее значение $\bar{X}$ , шт	$S \bar{x}$	v	Процентное содержание частиц $\gamma'$ - фазы на поверхности шлифа, %
3	601	85,8	6,60	0,080	23,5
6	570	81,4			
10	553	79,0			
$\Sigma$	1724	82,1			

5 – Протягивание + ПСА + отжиг 750 °С, 4 ч + УЗУ ( $D = 0,68 \text{ мм}$ ,  $\tau = 60 \text{ с}$ )

Глубина слоя, мкм	Количество частиц X, шт	Среднее значение $\bar{X}$ , шт	$S \bar{x}$	v	Процентное содержание частиц $\gamma'$ - фазы на поверхности шлифа, %
3	725	103,6	6,81	0,065	30,2
6	745	106,4			
10	741	105,8			
$\Sigma$	2211	105,3			

ствляли методом «лестницы» при симметричном цикле нагружения на базе  $N = 20$  млн. цикл. Главным критерием оценки являлся предел выносливости, определяемый для трех неразрушенных образцов при фиксированном уровне напряжения исследованного интервала амплитуд.

Результаты сравнительных испытаний, представленные в табл. 4, позволили установить следующее.

Пределы выносливости первой партии образцов (ПР0,6 + Сл + ПСА) и второй партии (ПР0,6 + Сл + ПСА + Т, 750 °С, 4ч) практически одинаковы и составляют 229 МПа. Пределы выносливости третьей партии (ПР0,6 + Сл + ПСА + УЗУ, 60 с,  $Dш = 0,68$  мм) и четвертой (ПР0,6 + Сл + ПСА + УЗУ, 60 с,  $Dш = 0,68$  мм + Т, 750 °С, 4ч) также одинаковы и составляют 260 МПа. Повышение предела выносливости достигнуто за счет применения УЗУ и составило 13 %. На максимальных уровнях напряжений исследованного интервала средние значения долговечностей у образцов без термообработки (первая и третья партии) выше, чем у образцов, подвергавшихся отжигу (вторая и четвертые партии):  $\bar{N}_1 = 11,6$  млн. цикл,  $\bar{N}_2 = 7,2$  млн. цикл ( $\sigma_a = 260$  МПа);  $\bar{N}_3 = 10,4$  млн. цикл,  $\bar{N}_4 = 8,3$  млн. цикл ( $\sigma_a = 291$  МПа). Применение отжига в указанном режиме при испытаниях в многоцикловой области влияния на предел выносливости не оказывает, но несколько снижает долговечность натуральных образцов при испытаниях на максимальных уровнях исследованного интервала напряжений.

Вышеуказанная закономерность, по всей видимости, связана с отличием механизмов накопления повреждений и разрушения при различном уровне напряженно-деформированного состояния при испытании. При небольших значениях дефор-

маций и напряжений (в районе предела выносливости) накопление повреждений и зарождение трещины происходит преимущественно по очаговому типу: от неметаллических включений, их скоплений или единичных поверхностных дефектов. Поэтому рассеяние долговечностей велико и их распределение не имеет четко выраженной закономерности при малых значениях амплитуд. При высоких уровнях амплитуд, когда деформированию подвергаются значительные объемы материала конструкции, накопление повреждений и распределение долговечностей имеет менее случайный характер, т.к. сопротивление усталости здесь в значительной мере определяется конструктивным концентратором напряжений, величиной зерна и прочностью межзеренных прослоек, количеством и величиной частиц упрочняющей фазы в материале сплава.

К вышеизложенному нужно добавить, что неупрочненные образцы после ПСА (с термообработкой и без нее) при невысоких амплитудах имеют значительное рассеяние долговечностей. Это может быть вызвано наличием в поверхностном слое единичных крупных неметаллических включений или их скоплением и неравномерным распределением по поверхности и глубине частиц  $\gamma'$ - фазы, их чрезмерной концентрацией на одних участках или недостатком на других, о чем свидетельствуют результаты исследований микроструктуры.

Использование УЗУ после ПСА приводит к повышению предела выносливости и снижению рассеяния долговечностей. Повышение стабильности механических свойств детали после УЗУ может быть объяснимо не только сглаживанием микронеровностей и возникновением остаточных напряжений сжатия. Более стабильный и высокий уровень свойств поверхностного слоя, очевидно, вызван и

**Таблица 3** – Средние значения и характеристики рассеяния микротвердости на различных участках поверхности пазов

№ п/п	Вариант технологии	$\bar{H}_\mu$ , МПа	$S\bar{H}_\mu$ , МПа	$v = S\bar{H}_\mu / \bar{H}_\mu$
1	Протягивание + обработка ПСА	5115	1362	0,2663
2	Обработка по п.1 + отжиг (вакуум, 750 °С, 4 ч)	4854	511	0,1053
3	Обработка по п.1 + УЗУ (60 с)	5338	532	0,0907
4	Обработка по п.2 + УЗУ (60 с)	4532	358	0,0790
5	Эталон (электрополирование)	3939	282	0,0716

**Таблица 4** – Сопротивление усталости образцов ободной части диска из сплава ХН73МБТЮ-ВД при различной финишной обработке

№ п/п	Вариант технологии	Средняя долговечность на максимальном уровне $N \cdot 10^6$ , цикл	$\sigma_{-1}$ , МПа	$\beta^y$
1	Протягивание + обработка ПСА	11,6 (при 260 МПа)	229	1,0
2	Обработка по п.1 + отжиг (вакуум, 750 °С, 4 ч)	7,2 (при 260 МПа)	229	1,0
3	Обработка по п.1 + УЗУ (60 с)	10,4 (при 291 МПа)	260	1,13
4	Обработка по п.2 + УЗУ (60 с)	8,3 (при 291 МПа)	260	1,13

другими факторами. Уменьшение уровня неметаллических включений в случае использования УЗУ после ПСА снижает вероятность очагового повреждения детали абразивными частицами.

Здесь необходимо отметить, что для качественной реализации процесса УЗУ, используемого в дополнение к предшествующей обработке ПСА, и с целью исключения таких неблагоприятных процессов как «размазывание» или вдавливание выбитых измельченных частиц абразива в поверхность шариками, следует, по всей видимости, производить упрочнение в два этапа при более умеренных режимах или же осуществлять обработку с применением смачивания рабочих тел, детали и упрочняющей камеры.

Таким образом, благоприятный эффект при использовании упрочнения шариками в ультразвуковом поле дисков из сложеннолегированного сплава ХН73МБТЮ-ВД вызывается не только улучшением традиционных характеристик поверхностного слоя, но и более сложными физико-механическими процессами при деформационном воздействии упрочняющих тел.

#### Перечень ссылок

1. Сахно А.Г., Яценко В.К., Бялик Г.А. Технологическое обеспечение чистоты по неметаллическим включениям дисков ГТД // Тезисы докладов VII научно-технической конференции «Неметаллические включения и газы в литейных сплавах». Запорожье, ЗГТУ. – 1994. – 118 с.
2. Химушин Ф.Ф. Жаропрочные стали и сплавы. – М.: Металлургия. – 1969. – 2-е изд. – 752с.
3. Шелгаева А.В., Борздыка А.М. Служебные свойства и микроструктура жаропрочного сплава ХН73МБТЮ для дисков // Вестник машиностроения. – 1981. – №9. – С. 46-47.
4. Плещач В.М., Аверченко П.А. Влияние газоабразивного изнашивания на снижение усталостной прочности образцов из титанового сплава ВТ8 // Пробл. прочности. – 1975. – № 8. – С. 118-119.
5. Романив О.Н., Деев Н.А., Сорокинский И.С. О некоторых особенностях механизма зарождения усталостных трещин в высокопрочных низкоуглеродистых сталях // Физико-химическая механика материалов. – 1975. – №1. – С. 41-47.
6. Финкель В.М., Барышев Г.А. Концентрация напряжений и микропластичность около включения // Пробл. прочности. – 1973. – № 7. – С. 54-57.
7. Бельченко Г.И., Губенко С.И. Неметаллические включения и качество стали. – Киев: Техника, 1980. – 168 с.
8. Яценко В.К., Гончар Н.В., Сахно А.Г., Михайлуца В.Г. Оценка эффективности методов финишной обработки дисков ГТД // Придніпровський науковий вісник. Машинобудування. – 1997. – № 32 (43). – С. 28-31.
9. Кузмичев Б.П. и др. Фрактографические характеристики некоторых дисковых сплавов после испытаний на трещиностойкость // Авиац. промышленность. – 1991. – № 10. – С. 39-41.
10. Кулемин А.В., Кононов В.В., Стебельков И.А. Повышение усталостной прочности деталей путем ультразвуковой обработки // Пробл. прочности. – 1981. – № 1. – С. 70-74.
11. Евстигнеев М.И., Сулима А.И., Федоров Л.А. О влиянии ультразвуковой обработки на усталостную прочность лопаток ГТД // Пробл. прочности. – 1980. – № 5. – С. 34-36.
12. Яценко В.К., Кореневский Е.Я. Эффективность ультразвукового упрочнения лопаток турбины при повышенных температурах // Авиац. промышленность. – 1970. – № 7. – С. 27-28.
13. Яценко В.К., Благовещенский В.И., Притченко В.Ф. и др. Пневмоимпульсная обработка внутренних поверхностей валов ГТД // Авиац. промышленность. – 1984. – № 2. – С. 12-16.
14. Банас И.П., Вильчек А.И., Михайлов П.А., Ольшанецкий В.Е. Исследование контактной выносливости сталей различной теплоустойчивости // ФХММ. – 1971. – № 2. – С. 3-7.
15. Сулима А.М., Шулов В.А., Ягодкин Ю.Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. – М.: Машиностроение. – 1988. – 240 с.

Поступила в редакцию 14.06.2007

*Наведено результати дослідження закономірностей формування властивостей поверхневого шару пазів та характеристик витривалості дисків компресора.*

*The results of research of laws of formation of properties of a superficial layer of grooves and characteristics of endurance of disks of the compressor are presented.*

УДК 621.793.6

В. Г. Каплун, П. В. Каплун, Ю. І. Шалапко

## КОМПЛЕКСНІ ТЕХНОЛОГІЇ ЗМІЦНЕННЯ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

*Наведено результати експериментальних досліджень властивостей поверхні конструкційних сталей після зміцнення з використанням комплексних технологій електроіскрового та лазерного легування з подальшим іонним азотуванням.*

Підвищення довговічності та надійності машин є одним з найважливіших завдань машинобудування. Досвід експлуатації машин свідчить, що майже 80 % деталей машин виходить з ладу в зв'язку зі зношуванням і руйнуванням їх поверхні. Одним з перспективних напрямків вирішення цієї проблеми є зміцнення поверхневих шарів деталей машин. В даний час існує велика кількість технологій зміцнення поверхні конструктивних елементів. Для різних умов експлуатації необхідні різні фізико-механічні властивості, структура, хімічний та фазовий склад поверхневих шарів, які забезпечать максимальні експлуатаційні параметри деталей машин. Таких оптимальних властивостей поверхневих шарів не завжди можна досягнути за допомогою стандартних технологій зміцнення, що вимагають використання кількоступеневої обробки поверхонь за допомогою високоенергетичних методів обробки, зокрема, з використанням електричних розрядів, лазерів тощо.

Відомі приклади застосування технологій для комплексного зміцнення поверхні деталей машин [1-6], які дозволили значно підвищити зносостійкість і довговічність конструктивних елементів.

Нами проведені дослідження зміни фізико-механічних характеристик поверхневих шарів (мікротвердості і мікроструктури) сталей після застосування технологій електроіскрового легування (ЕІЛ), лазерного легування з оплавленням (ЛО) поверхні та послідовного іонного азотування в плазмі тліючого розряду.

### Методика експериментальних досліджень

Дослідження проводилися на сталях 45, 30ХГСА і 20Х13. Зразки виготовлялись зі сталей, що досліджувались без попередньої термічної обробки і мали шорсткість  $R_a = 0,125$  мкм. На зразки зі сталі 45 наносились покриття з твердого сплаву ВК8 методом ЕІЛ на установці ЕЛФА-541 за таким технологічним режимом: діаметр легуючого електрода – 1 мм, частота обертання електрода – 600 хв.<sup>-1</sup>, ємність конденсаторного блоку – 1 мкФ, тривалість імпульсів – 12 мкс, сила струму – 12,8 А, швидкість проходів – 0,8 мм/с, кількість проходів – 2, товщина покриття – 10 мкм. Після цього покриття опроміню-

валося лазерним променем в режимі термічної обробки та оплавлення поверхні за параметрами, що наведено нижче.

Зразки зі сталей 45, 30ХГСА, 20Х13 легували лазерним оплавленням тонких шарів з порошоків металів, їх суміші та твердого сплаву ВК8, що наносили на поверхню перед легуванням за допомогою клею БФ-2. Легування проводили на лазерній установці КВАНТ-18М за таким режимом: пляма опромінювання – 4 × 4 мм, густина енергії імпульсу – 1,2.....2,2 Дж/мм<sup>2</sup>, тривалість імпульсу – 3 мкс, довжина хвилі опромінювання – 1,04 мкм; коефіцієнт перекриття – 0,2.

Всі зразки після легування азотувалися в плазмі тліючого розряду. Азотування проводилось за режимом: температура дифузного насичення – 650 °С, тиск насичуючого середовища – 250 Па, склад насичуючого середовища – 25 об. % N<sub>2</sub> + 73 об. % Ar + 2 об. % H<sub>2</sub>, час азотування 180 хв.

Вимірювання мікротвердості проводилися на мікротвердомірі ПМТ-3. Мікроструктурні дослідження проводилися методом металографії з використанням мікроскопа МІМ-10 та растрової мікроскопії з використанням мікроскопа РЕМ-101М.

### Результати експериментальних досліджень

В таблиці 1 наведені результати вимірювань мікротвердості і товщини зміцненого поверхневого шару зразків із різних сталей після комплексної обробки поверхні методами ЕІЛ, лазерного легування різними методами при різних значеннях густини енергії імпульсу (з оплавленням поверхні та без оплавлення) і послідовним іонним азотуванням в плазмі тліючого розряду. З результатів, що наведені у таблиці 1, можна зробити висновок, що в залежності від методу зміцнення, параметрів легування і легуючого елемента одержували різні поверхневі шари із твердістю від 5200 до 9890 МПа та товщиною від 20 до 110 мкм. Твердість зміцненого поверхневого шару залежить від структури матеріалу та кількості карбідів легуючих елементів, що утворюються в розплаві при дії лазерного променя або електричної дуги. Товщина зміцненого шару залежить від густини енергії імпульсу лазерного променя. Чим вища концентрація карбідів за-

ліза та легуючих елементів в поверхневому шарі сталі та більша густина енергії імпульсу лазерного променя, тим більша твердість і товщина зміцненого шару (режим 2 з таблиці 1). Так при густині енергії імпульсу лазерного променя 1,6 Дж/мм<sup>2</sup> товщина зміцненого шару склала 52 мкм і концентрація карбідів вольфраму була більшою в порівнянні з режимом 2, де товщина зміцненого шару склала 110 мкм, при густині енергії імпульсу лазерного променя 2,2 Дж/мм<sup>2</sup>. Мікротвердість поверхні зміцненого шару дорівнювала відповідно 5910 та 5200 МПа.

Дослідженнями встановлено, що після іонного азотування всіх легованих зразків мікротвердість поверхні значно збільшувалась (табл. 1). Це можна пояснити тим, що в результаті іонного азотування утворилися нітриди заліза (MeN, Me<sub>2-3</sub>N, Me<sub>4</sub>N), що мають високу твердість.

Азотовані шари, що утворюються в результаті іонного азотування, мають на поверхні нітридну зону, товщина якої може складати від 1 до 10 мкм, та зону внутрішнього азотування товщиною до 400 мкм. Зона внутрішнього азотування складається, в основному, з твердого розчину азоту в залізі ( $\alpha$ -фаза) з різною концентрацією азоту, що поступово зменшується від нітридної зони до серцевини. Товщиною і фазовим складом нітридної зони та зони внутрішнього азотування можна керувати за допомогою технологічних параметрів іонного азотування і тим самим впливати на фізико-механічні характеристики конструкційних елементів і їх поверхні [7, 8, 9].

Таблиця 1

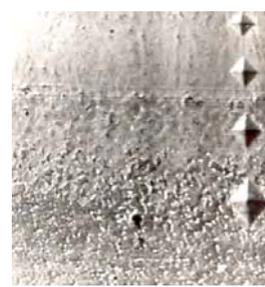
№ п/п	Марка сталі	Вихідна мікротвердість поверхні зразків Н <sub>100</sub> , МПа	Метод легування поверхні	Густина енергії імпульсу при лазерному легуванні, Дж/мм <sup>2</sup>	Мікротвердість поверхні після легування Н <sub>100</sub> , МПа	Мікротвердість поверхні після азотування Н <sub>100</sub> , МПа	Товщина зміцненого шару після легування, мкм
1	Сталь 45	2200	ЛО (Nb)	1,2	7180	10950	20
2	Сталь 45	2400	ЕЛ (ВК8) + ЛО	2,2	5200	8710	110
3	Сталь 45	2350	ЛО (ВК8)	1,6	5910	13200	52
4	30ХГСА	3650	ЛО (W)	1,8	7200	11700	55
5	30ХГСА	3120	ЛО (Nb)	1,6	5820	13360	50
6	20Х13	2370	ЛО (Ti + Ni)	1,6	7860	8200	45
7	20Х13	2280	ЛО (Nb)	1,6	7250	11450	48
8	20Х13	2240	ЛО (Mo)	1,6	9890	10800	42



а ×250



б ×400



в ×1500

Рис. 1. Мікроструктура поверхнього шару сталі 45 після:

а – ЕЛ (ВК8) з глибоким лазерним оплавленням (ЛО) і послідуочим іонним азотуванням в тліючому розряді; б – ЕЛ (ВК8) – з поверхневим лазерним оплавленням покриття ВК8 + послідуоче іонне азотування; в – фрагмент мікроструктури поверхнього шару ЛО (ВК8) + азотування (растрова мікроскопія)

Твердість зразків на глибині 50 мкм в 1,5.....2 рази перевищувала вихідну (рис. 1, 2). Дослідженнями багатьох авторів [10, 11, 12] показано, що в результаті лазерного легування і лазерного гартування на поверхні утворюється мікродисперсна структура, що приближається до аморфної з утворенням в зоні термічного впливу перехідної зони з грубозернистою структурою.

На рис. 1, а показана мікроструктура поверхневого шару сталі 45 після електроіскрового легування сплавом ВК8 з наступним глибоким лазерним оплавленням поверхні (ЕІЛ (ВК8) +ЛО) та лазерного легування поверхні в режимі мікрооплавлення покриттям ВК8 (рис. 1, б). Грубозернисту структуру поверхневого шару досить чітко видно, а також фіксується й перехід в дрібнозернисту (рис. 1, в). На поверхні зміцненого шару є тонкий нітридний прошарок (1,5.....2 мкм) білого кольору, котрий має дуже високу мікротвердість (8710.....13200 МПа), котра поступово зменшується по глибині зразка.

На рис. 2 представлена мікроструктура зміцненого шару зразків із сталей 30ХГСА і 20Х13 після лазерного легування вольфрамом, молібденом і ніобієм та послідовним іонним азотуванням. Рис. 2 (а, в, г) свідчать, що після лазерного легування вольфрамом і ніобієм існує різка границя між зміцненим шаром і основою, причому перехідна

зона, ледь помітна, хоча й має досить великі розміри (до 50 % від зони легування). Після лазерного легування молібденом існує невелика (рис. 2, б) перехідна зона, що має збільшенні зерна в структурі матеріалу. Це можна пояснити тим, що вольфрам і ніобій є більш активними карбидоутворюючими елементами ніж молібден, що і вплинуло на утворені мікроструктури перехідних зон, та у прошарках термічного впливу при лазерному легуванні. На поверхні зміцненого шару всіх зразків добре розрізняється білий шар нітридів, товщиною 1,5.....2 мкм.

Таким чином, на основі проведених досліджень показано, що застосування комплексної технології зміцнення із застосуванням електроіскрового та лазерного легування поверхні металів з послідовним іонним азотуванням дозволяє отримати інші, більш високі фізико-механічні властивості поверхневих шарів з різним фазовим складом (карбідами та нітридами заліза і легуючих елементів) та градієнтною структурою і твердістю по глибині зразків. Цими властивостями можна добре керувати, що сприятиме підвищенню експлуатаційних характеристик конструкційних елементів.

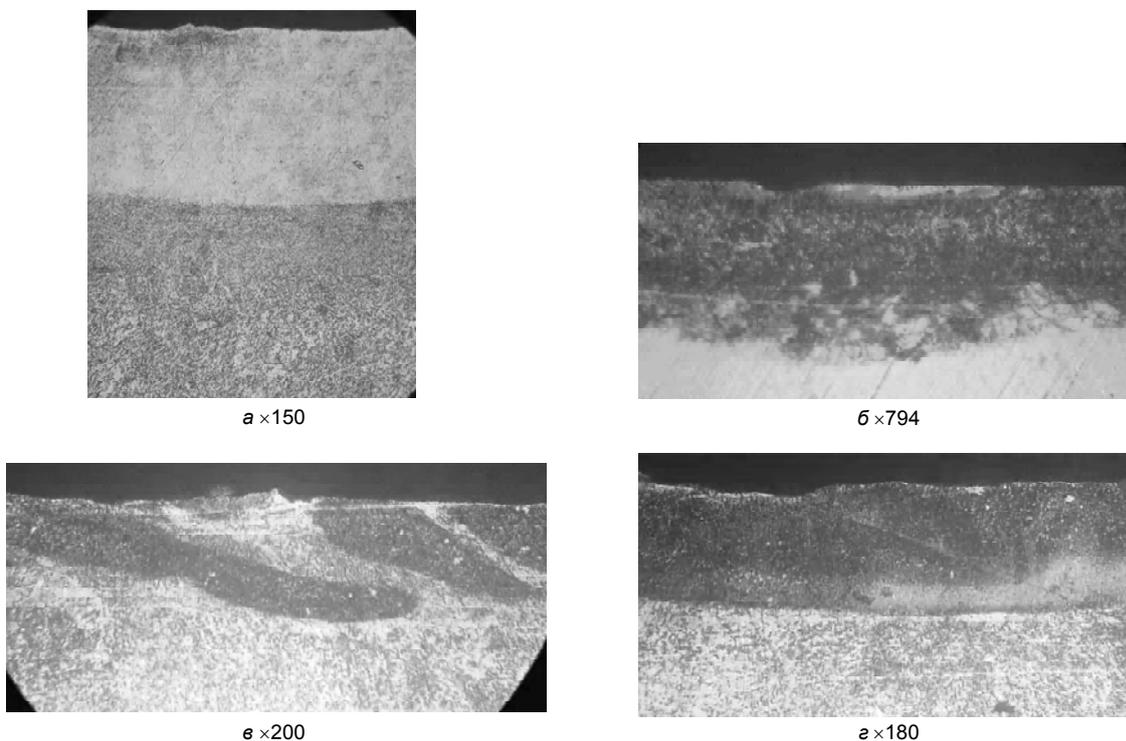


Рис. 2. Мікроструктура поверхневого шару після лазерного легування різними елементами з оплавленням і послідовним іонним азотуванням в тліючому розряді:

- а – сталь 30 ХГСА – лазерне легування вольфрамом ЛО (W) + азотування – енергія імпульсу 2,2 Дж/мм<sup>2</sup>;
- б – сталь 20Х13 – лазерне легування молібденом ЛО (Mo) + азотування – енергія імпульсу 1,8 Дж/мм<sup>2</sup>;
- в – сталь 30 ХГСА – лазерне легування ніобієм ЛО (Nb) + азотування – енергія імпульсу 1,9 Дж/мм<sup>2</sup>;
- г – сталь 30ХГСА – лазерне легування ніобієм ЛО (Nb) + азотування – енергія імпульсу 2,2 Дж/мм<sup>2</sup>

**Перелік посилань**

1. Комплексное упрочнение лопаток компрессора. /В.Г. Каплун, В.А. Богуслаев и др./ Вісник двигунобудування №1/2002. – Видавн. ОАО «Мотор Січ». – Запоріжжя, 2002. – С. 96-100.
2. Патент №22015А Спосіб отримання комбінованих покриттів тугоплавких металів. /Каплун В.Г., Олександренко В.П., Пастух І.М., Пилипів О.В., 1997 р.
3. Каплун П.В. Вплив покриттів на зносостійкість і довговічність підшипників кочення. //Проблеми трибології (Problems of Tribology) – Хмельницький. – 2003. – №4. – С. 131-140.
4. Шалапко Ю.І., Каплун В.Г., Гончар В.В. Модифікування сталі 45 лазерним випромінюванням/ /Вісник Технологічного університету - 2002. – ч. 1.– №5. С. 164-168.
5. Norbert Radek, Jurij Szalapko. Manufacture of heterogeneous surfaces by electro- spark deposition and laser beam//Вісник двигунобудування-2006. – № 2 – С. 208-210.
6. Radek N., Szalapko J. Powioki elektroiskrowe WC-Co modyfikowane wiązki laserowej// Проблеми трибології.– 2006.– №3. – С. 88-92.
7. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д. Азотирование стали. / – М.: Машиностроение. –1976. –256 с.
8. Арзамасов Б.Н. Химико-термическая обработка металлов в активированных газовых средах. / – М.: Машиностроение. – 1976. – 224 с.
9. Каплун В.Г., Каплун П.В. Вплив технології нанесення дифузійних покриттів на характеристики міцності і пластичності конструкційних сталей. // Вісник Технологічного університету Поділля, Хмельницький. – 1999. –№3. – С. 7-10.
10. Совместное применение лазерной обработки и поверхностной пластической деформации после электроискрового легирования стали хромом /Берегев Г. А., Браталов В.П., Пепеляев В. В.// Электронная обработка материалов. – 1990. – №1. – С. 7-9.
11. Григорьянц А. Г., Сафонов А. Н. Методы поверхностной лазерной обработки. М., Высшая школа, 1987. – С. 192.
12. Y.I. Shalapko, V.G. Kaplun .Fretting-wear of constructional steel 1045 after laser modification of surface// Applied mechanics and engineering – 2002. – volume 7, p.425-431.

*Поступила в редакцию 20.06.2007*

*Приведены результаты экспериментальных исследований свойств поверхности конструкционных сталей после упрочнения с использованием комплексных технологий электроискрового и лазерного легирования с последующим ионным азотированием.*

*The article deals with the results of experimental investigations of surface properties of structured steels after strengthening with complex technologies of electro-sparkling and laser alloying with subsequent ionic nitriding.*

УДК 62.-233.1: 621.7.075

**В. А. Богуслаев, Е. В. Вишнепольский, Г. В. Пухальская, И. Л. Гликсон**

## ПОВЫШЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ ТОНКОСТЕННЫХ ВАЛОВ

*В статье рассмотрено влияние алмазного выглаживания поверхности сопряжения отверстия с поверхностью вала на сопротивление усталости тонкостенных валов. Приведены результаты испытаний на усталость, измерения шероховатости и микротвердости образцов из стали ЭП 609.*

Тонкостенные валы авиационных газотурбинных двигателей при работе испытывают одновременное воздействие переменных напряжений растяжения, изгиба, кручения, поэтому исследования, направленные на повышение сопротивления усталости валов являются актуальными.

Следует отметить, что большинство валов ГТД изготавливаются из высоколегированных сплавов, чувствительных к концентрации напряжений, являются, в основном, тонкостенными и имеют большое количество отверстий и выточек [1].

Трещины вследствие действия циклических нагрузок могут возникать в местах концентрации напряжений [2]. Для снижения влияния конструктивных концентраторов напряжений на сопротивление усталости применяют упрочняющую обработку, методы которой приведены в таблице 1.

Применение УЗУ для повышения сопротивления усталости тонкостенных валов затруднительно в связи со значительной длиной (более 2 м) валов и необходимостью воздействия ультразвуковых колебаний на небольшие участки поверхности. Обкатка роликом тонкостенной детали может вызвать ее деформацию. Учитывая изложенное, было решено на валах применить алмазное выглаживание.

Физическая сущность метода заключается в

пластическом деформировании поверхностного слоя детали индентором, рабочим элементом которого является алмаз сферической формы. Обработку производили с применением индустриального масла И-20.\*

Оценку эффективности повышения сопротивления усталости вала можно проводить по косвенным параметрам: микроструктура, глубина наклепа, параметры шероховатости, микротвердость, и непосредственно – путем определения предела выносливости на образцах.

В качестве базовой детали для исследований выбран вал вентилятора двигателя Д436Т1 (рис. 1). На валу имеются галтели  $R = 1 \dots 10$  мм и отверстия  $R = 4 \dots 10$  мм.

Для определения параметров оптимального режима обработки исследовано влияние следующих параметров: сила выглаживания, частота вращения образца, подача индентора. Известно, что основное влияние на свойства поверхностного слоя оказывает сила выглаживания [2]. Исследование проводили на образцах (рис. 2), обработанных по режимам, приведенным в табл. 2). При выборе режима, прежде всего ориентировались на достижение полного сглаживания исходных неровностей и образования шероховатости, обусловленной самим

**Таблица 1** – Методы упрочняющей обработки

Метод упрочняющей обработки	Параметры поверхностного слоя			Назначение метода
	Параметр шероховатости $R_a$ , мкм	Глубина $h_n$ , мм	Степень наклепа $u_n = \frac{HM_{max} - HM_{исх}}{HM_{исх}} 100\%$	
Ультразвуковое упрочнение (УЗУ)	1,25...0,32	0,05...0,3	10...40	Для обработки деталей небольших размеров, и любой конфигурации.
Алмазное выглаживание	1,25...0,32	0,01...0,3	10...60	Для обработки наружных и внутренних цилиндрических поверхностей.
Обкатка роликом	1,25...0,32	0,1...0,5	20...50	Для обработки наружных и внутренних цилиндрических поверхностей.

\* Данная работа является дальнейшим развитием идей, предложенных доктором технических наук, профессором В. К. Яценко

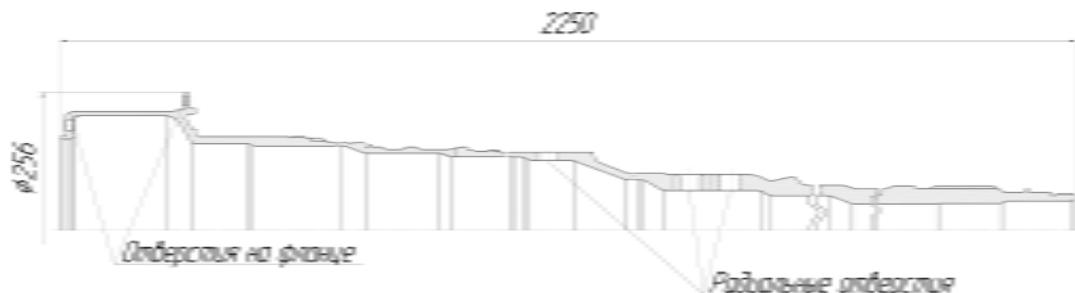


Рис. 1. Вал вентилятора двигателя Д436Т1 из стали ЭП609

процессом выглаживания – величиной подачи и пластических деформаций. При приложении чрезмерной силы происходит разрушение поверхностного слоя, что проявляется в ухудшении шероховатости поверхности. Подача – второй по значению параметр процесса, влияющий на высоту микронеровностей. При завышенной подаче происходит резкое увеличение высоты микронеровностей, что объясняется уменьшением степени пластической деформации вследствие недостаточного перекрытия канавок от выглаживателя [3].

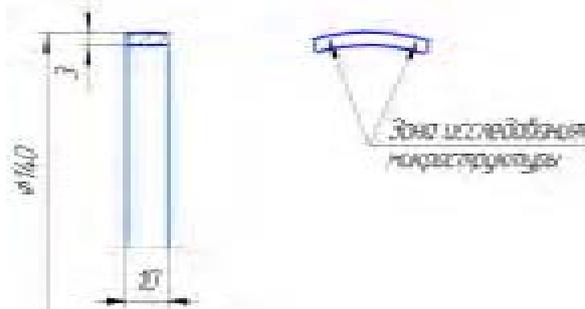


Рис. 2. Эскиз образца для исследования параметров алмазного выглаживания

Определение параметров шероховатости производили с помощью профилографа «Perthometer МЗ», измерение микротвердости производили, с помощью прибора ПМТ – 3 при нагрузке на алмазную пирамиду  $P = 1$  Н. Величину микротвердости определяли как среднеарифметическое значение по десяти отпечаткам индентора в различных точках образца. Параметры поверхностного слоя образцов, упрочненных алмазным выглаживанием, приведены в таблице 3.

Алмазное выглаживание по режиму  $P = 100$  Н,  $n = 200$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об, привело к образованию наклепанного слоя глубиной 10 мкм. Увеличение усилия до 200 и 400 Н приводит к увеличению глубины наклепа  $h_n$  соответственно до 25 мкм и 36 мкм. Наибольшая глубина слоя  $h_n \approx 40$  мкм отмечена при выглаживании по режиму  $P = 400$  Н,  $n = 400$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об.

Микроструктуру поверхностного слоя изучали на образцах (рис. 2). Травление осуществляли в 4 % растворе  $HNO_3$  в спирте.

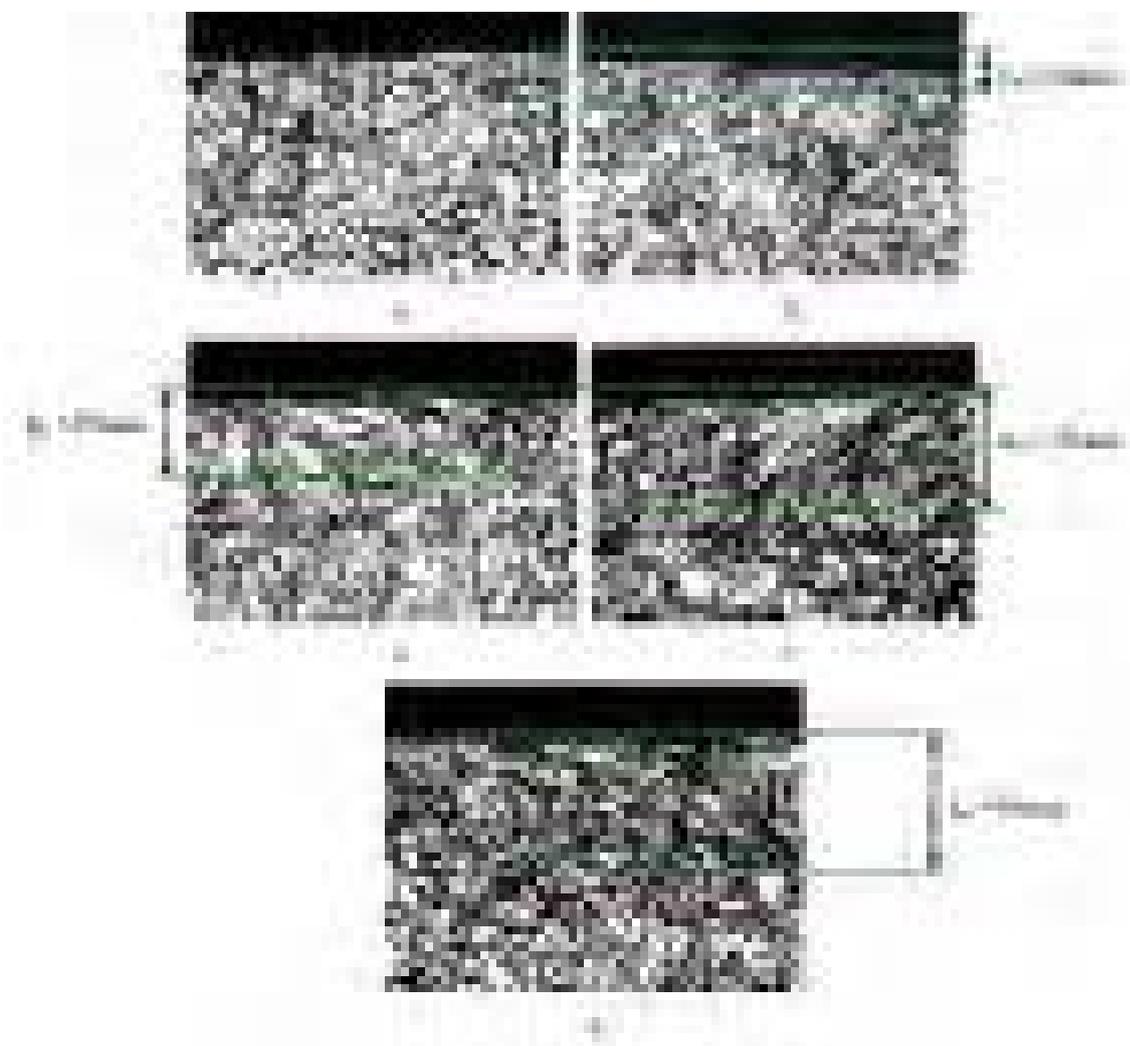
Характер микроструктуры (рис. 3, б-д) следующий: наблюдаются изогнутые линии, так называемые линии скольжения, идущие в одном направлении под некоторым углом к поверхности, что связано с перпендикулярным направлением вектора силы выглаживания относительно обрабатываемой поверхности в точке касания.

Таблица 2 – Режимы алмазного выглаживания

№ режима обработки	Сила выглаживания $P$ , Н	Частота вращения образца $n$ , об/мин	Подача индентора мм/об
1	Обработка по заводской технологии шлифованием		
2	100	200	0,07
3	200	80	0,07
4	200	200	0,07
5	200	200	0,12
6	200	315	0,07
7	200	400	0,07
8	300	200	0,07
9	400	80	0,07
10	400	200	0,07
11	400	315	0,07
12	400	400	0,07

Таблица 3 – Параметры поверхностного слоя образцов, упрочненных алмазным выглаживанием

№ режима обработки	Параметр шероховатости $Ra$ , мкм	Микротвердость кг/мм <sup>2</sup>	Глубина наклепа $h_n$ , мкм	Фотографии микроструктуры
1	0,8	380	Не измеряли	Рис. 3, а
2	0,59	395	10	Рис. 3, б
3	0,40	453	Не измеряли	–
4	0,30	446	25	Рис. 3, в
5	0,49	418	Не измеряли	–
6	0,38	448	Не измеряли	–
7	0,32	430	Не измеряли	–
8	0,25	435	Не измеряли	–
9	0,70	435	Не измеряли	–
10	0,35	492	35	Рис. 3, г
11	0,41	530	Не измеряли	–
12	0,30	502	40	Рис. 3, д

Рис. 3. Микроструктура поверхностного слоя образцов  $\times 800$ :

а – после шлифования; б – после алмазного выглаживания по режиму ( $P = 100$  Н,  $n = 200$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об); в – ( $P = 200$  Н,  $n = 200$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об); г – ( $P = 400$  Н,  $n = 200$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об); д – ( $P = 400$  Н,  $n = 400$  об/мин,  $s = 0,07$  мм/об)

Наименьшая шероховатость  $Ra = 0,25\text{мкм}$ , достигнута на образце, обработанном по режиму №8. Наибольшая микротвердость 5300 МПа, достигнута при обработке по режиму №10.

Для оценки влияния упрочняющей обработки на сопротивление усталости был разработан образец, моделирующий концентратор напряжений на валу.

Концентрация напряжений связана с появлением линии пересечения двух цилиндрических поверхностей (острой кромки) [4]. Для уменьшения концентрации напряжений по заводской технологии выполняют фаску  $0,6 \times 45^\circ$ , а при алмазном выглаживании – поверхность вращения с образующей  $r = 1,5\text{ мм}$  (рис. 4).

Для выполнения операции выглаживания разработано специальное устройство (рис. 5).

Конструкция образца спроектирована с учетом следующих требований:

- зона действия максимальных напряжений в образце находится на поверхности сопряжения

отверстия с плоскостью образца.

- величины коэффициентов концентрации напряжений поверхности сопряжения отверстия с поверхностью образца и поверхности сопряжения отверстия с поверхностью вала соизмеримы;

- частота первой изгибной формы колебаний образцов  $\approx 1000\text{ Гц}$ ;

- экономия материала.

С целью определения напряженно-деформированного состояния образца был выполнен прочностной анализ методом конечных элементов в программном продукте ANSYS Workbench 10.

Было исследовано несколько вариантов геометрической реализации. По результатам модального анализа была выбрана модель, в которой максимум напряжений находился в зоне концентратора и минимум на 15 % превышал напряжения в других точках образца (рис. 6). Эскиз образца представлен на рис. 7.

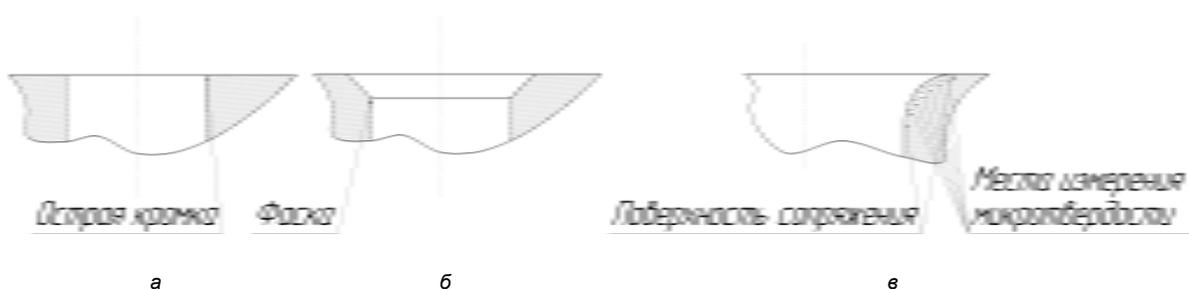


Рис. 4. Формы сопряжения цилиндрических поверхностей:

а – острая кромка; б – фаска – слесарная обработка; в – поверхность сопряжения – алмазное выглаживание

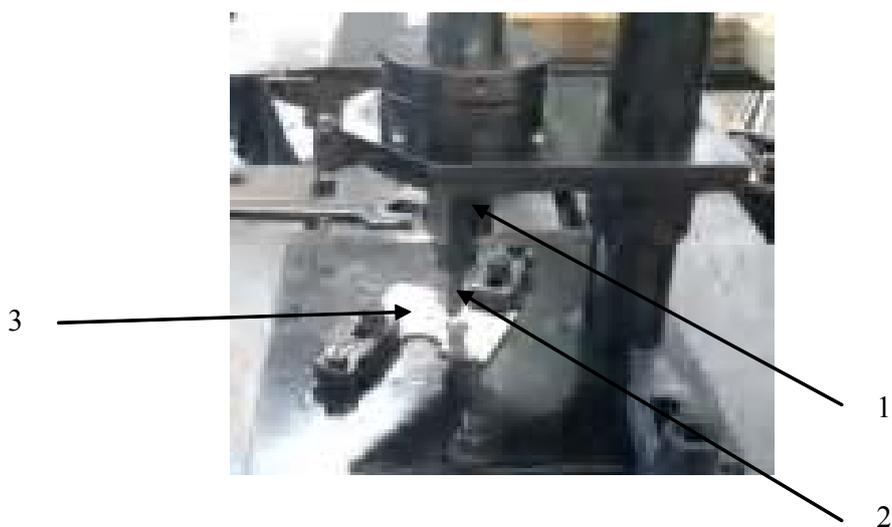


Рис. 5. Внешний вид устройства для алмазного выглаживания поверхности сопряжения отверстия с плоскостью образца:

1 – узел обкатки радиуса; 2 – быстросменная оправка; 3 – образец

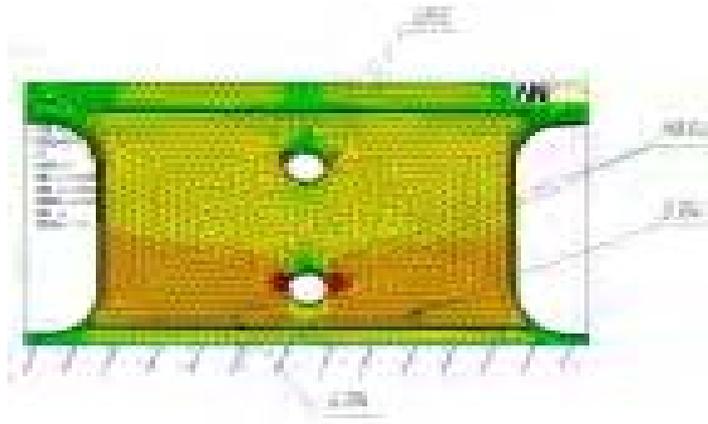


Рис. 6. Распределение эквивалентных напряжений при колебаниях образца

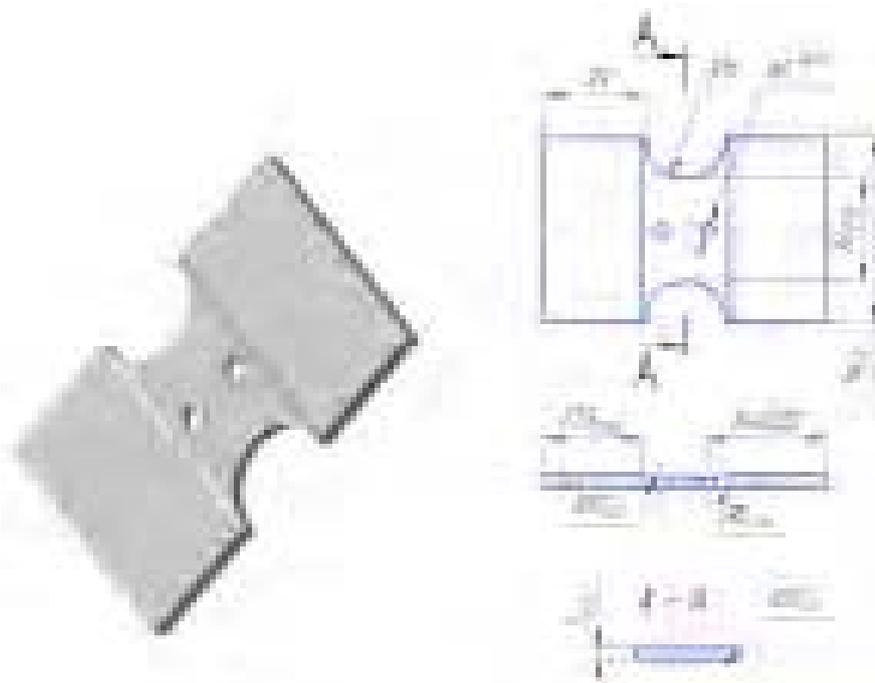


Рис. 7. Эскиз образца для усталостных испытаний

Применение для обработки поверхности сопряжения отверстия с поверхностью образца индентора  $R = 0,5$  мм, приводит к увеличению удельного контактного давления в точке контакта индентора с поверхностью обработки, и как следствие, необходимо проводить обработку со значительно меньшими усилиями, чем для цилиндрических образцов. Параметры обработки образцов приведены в таблице 4.

Испытания на усталость проводили по методу ступенчато увеличивающейся нагрузки [5], что позволяет получить значение условного предела выносливости. База испытаний  $N_0 = 3 \times 10^6$  циклов,

амплитуда напряжения для первого уровня нагружения  $\sigma_n = 340$  МПа, степень нагружения  $\Delta\sigma = 20$  МПа.

Измерение микротвердости плоских образцов (рис. 4, в) производили микротвердомером «MICROMET-2004» фирмы «BUEHLER» (USA) при нагрузке 0,01 кг и времени выдержки 10 секунд. В качестве индентора использована алмазная четырехгранная пирамида с квадратным основанием и углом при вершине  $136^\circ$ .

Данные, полученные при исследованиях, приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Параметры образцов и результаты исследований

№ партии	Геометрия кромки	Параметры обработки				Результаты исследований			
		Частота вращения индентора, об/мин	Количество проходов	Подача $S$ , мм/об	Усилие выглаживания, $H$	Параметр шероховатости мкм		Микротвердость $HV_{0,01}$ МПа	Условный предел выносливости, МПа
						$Ra$ , мкм	$Rmax$ , мкм		
1	Фаска 0,6Ч45 <sup>0</sup>	Обработка кромки образца по заводской технологии – вручную полированием.				0,71	5,24	2600	370
2	$R = 1,5\text{мм}$	150	1	0,07	50	0,28	1,69	2695	470
3	$R = 1,5\text{мм}$		2	0,07	50	0,25	1,52	3750	500
					60				
4	$R = 1,5\text{мм}$		1	0,07	60	0,24	1,7	2725	485

Применение алмазного выглаживания для упрочнения поверхности сопряжения отверстия с поверхностью образца позволило повысить условный предел выносливости с 370 МПа для исходного образца обработанного по заводской технологии, до 500 МПа, для образца, который был упрочнен по режиму:  $S = 0,07$  мм/об, первый проход  $P = 50$  Н, второй проход  $P = 60$  Н. При этом: шероховатость поверхности сопряжения отверстия с плоскостью образца  $Ra$  0,25мкм, микротвердость  $HV_{0,01} = 3750$  МПа.

#### Перечень ссылок

1. В.К. Яценко, Г.З. Зайцев, В.Ф. Притченко и др. Повышение несущей способности деталей

машин алмазным выглаживанием – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с.

2. В.А. Богуслаев, В.К. Яценко, В.Ф. Притченко Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. – М.: Машиностроение, 1993. – 338 с.
3. В. М. Торбило Алмазное выглаживание – М.: Машиностроение, 1972. – 106 с.
4. Дж. Коллинз Повреждение материалов в конструкциях: Пер. с англ. – М. Мир, 1984. – 624 с.
5. Л.М. Школьник Методика усталостных испытаний – М.: Металлургия, 1978. – 305 с.

Поступила в редакцию 25.06.2007

*У статті розглянуто вплив алмазного вигладжування поверхні сполучення отвору з поверхнею валу на опір втомі тонкостінних валів. Приведені результати випробувань на втому, вимірювання шорсткості і микротвердості зразків із сталі ЕП 609.*

*The influence of diamond burnishing of surfaces of hole interface with a shaft surface on fatigue strength of thin-walled shafts is analysed in the article. There are presented results of tests for weariness, as well as measurements of roughness and microhardness of samples from steel ЭП 609.*

УДК 621.7.01

А. С. Сынков

## АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОЙ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ ПРУТКОВ ИЗ ТИТАНОВОЙ ГУБКИ

*В работе проведен анализ методов компактирования титановых заготовок из губки, представлены результаты полунепрерывного комбинированного процесса прессования губки в пруток. Проведен анализ технологических параметров, влияющих на усилии де-*

*формации.*

В настоящее время единственным промышленным методом производства компактного титана и его сплавов из промежуточного продукта – губки является электродуговая плавка расходоуемых электродов в вакууме или инертной среде [1]. Эффективность применения электродугового переплава во многом определяется способом и трудоемкостью изготовления расходоуемых электродов. В большинстве опытных работ по выплавке слитков из титана и его сплавов указанным методом в качестве расходоуемых электродов используются электроды, прессованные из губки.

В работе [2] производство электродов осуществляли методом холодного прессования губки на лабораторном гидравлическом прессе усилием 200 Т в глуходонной матрице. В качестве глуходонной матрицы применяли стальную трубу. После прессования трубу разрезали и полученные брикеты (диаметром 40-80 мм) извлекали из оболочки. Однако получить плотный брикет, а также сварить брикеты между собой в один цельный электрод не удалось.

Для получения электродов использовался метод холодного изостатического прессования [2]. Отработка технологии прессования осуществлялась с применением титановой губки марки ТГ-ШМ, которая находилась в эластичной оболочке. Давление на прессе холодного изостатического прессования составляло 160 МПа. Полученные расходоуемые электроды имели правильную форму, плотность спрессованного материала была одинакова по всему объему. Недостатком данного метода прессования является малая стойкость эластичной оболочки при большой степени обжатия. В процессе прессования могут иметь место разрывы оболочки и попадание рабочей жидкости в тело электрода.

Известен способ получения электродов методом прямой экструзии. Способ выгодно отличается от предыдущих непрерывностью процесса, и позволяет получать длинномерные электроды, минуя сварку отдельных брикетов. Однако данному ме-

тоду присущи следующие недостатки:

- отсутствие равномерного распределения прочности и плотности по длине и сечению, что отрицательно влияет на процесс плавки;
- в процессе экструзии имеют место растягивающие напряжения в очаге деформации, которые приводят к образованию пор, трещин и в конце концов приводят к поперечным расслоениям брикета и его разрушению;
- загружаемые порции губки между собой не сцепляются, и для того чтобы добиться прочного сцепления необходимо дополнительно усложнять технологическое оборудование.

Хорошо известно, что сдвиг под давлением может приводить к интенсивному уплотнению порошковых материалов [3]. Отсюда возникает идея воспользоваться винтовой экструзией для уплотнения пористых заготовок, в частности, для получения плотных длинномерных прессовок из стружки.

Винтовая экструзия является одним из эффективных методов уплотнения порошковых и пористых материалов, так как сочетает в себе высокое давление и интенсивную пластическую деформацию. Суть ВЭ состоит в том, что призматическую заготовку продавливают через матрицу с винтовым каналом (рис. 1). Угол  $\beta$  наклона винтовой линии к направлению оси экструзии изменяется по высоте матрицы, причем на ее начальном и конечном участках он равен нулю.

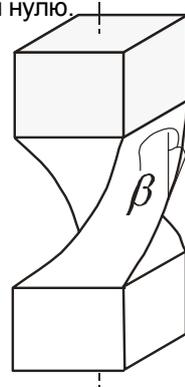


Рис. 1. Схема канала матрицы для винтовой экструзии

В работе [4] показано, что в первом приближении, в процессе винтовой экструзии каждое материальное сечение компактной (беспористой) заготовки деформируется по схеме простого сдвига, подобно тому, как деформируется тонкий диск при обработке его методом кручения под высоким давлением [5]. При этом большую часть деформации за проход заготовка получает в узких зонах входа и выхода из винтового участка канала матрицы, причем в первой зоне осуществляется закручивание на некоторый угол в одном направлении, а во второй – на тот же угол в противоположном направлении.

### Методика экспериментов

Для экспериментов использовали титановую губку марки ТГ90 фракцией 5.....15 мм.

Деформацию проводили на установке для винтовой экструзии, собранной на базе гидравлического пресса силой 250 Т. Коэффициент вытяжки в конической матрице составил 2,5, угол матрицы  $2\alpha = 45^\circ$ , начальная высота столба губки в контейнере составляла 50 мм, диаметр контейнера – 30 мм, высота калибрующего пояса конической матрицы – 30 мм. Угол наклона винтовой матрицы к оси деформации равен  $45^\circ$ , высота очага деформации винтовой матрицы – 35 мм, радиус наиболее удаленной точки сечения от центра профиля винтовой матрицы составлял 24 мм. Схема установки приведена на рисунке 2.

Перед началом деформации в контейнер 3 помещали предварительно скомпактированный брикет из титановой губки, который запрессовывали в очаг винтовой матрицы 4 до тех пор, пока нижний

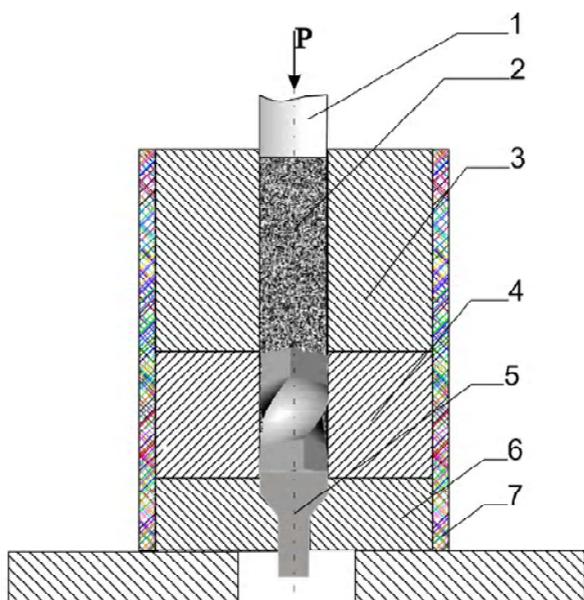


Рис. 2. Установка для полунепрерывной винтовой экструзии

торец пуансона 1 не достигал верхнего торца винтовой матрицы. Затем производили засыпку порции губки 2 высотой 50 мм, и, воздействуя на него пуансоном 1, начинали деформацию. В момент, когда впереди идущий брикет достигает конической матрицы 6, за счет деформации его прямой экструзией на материал, находящийся сверху, воздействует сила противодействия, которая позволяет предварительно уплотнить пористый материал в контейнере, а также ведет к полному заполнению материалом винтовой матрицы, что позволяет полностью проработать материал по сечению. Когда пуансон 1 достигает верхнего торца винтовой матрицы, операцию засыпки материала в контейнер повторяют. Таким образом, реализуется непрерывный процесс экструзии. Давление экструзии составило  $P = 1400-1600$  МПа. В результате был получен пруток диаметром 16 мм, представленный на рисунке 3.



Рис. 3. Титановый пруток, полученный полунепрерывной винтовой экструзией

### Исследование силовых параметров процесса

Давление комбинированной экструзии равно:

$$P_{н.э.} = \sigma_{\tau} \times \left[ (1 + f_m \operatorname{ctg} \alpha) \ln \lambda + 1,56 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} + \frac{4}{\sqrt{3}} f_k \frac{L}{d_k} + 4\lambda \frac{h_n d_n}{d_k^2} f_n \right] + \frac{4\sigma_{\tau}}{3\sqrt{3}} \operatorname{tg} \beta + \frac{2\sigma_{\tau}}{\sqrt{3}} \times \frac{f}{\cos \beta} \times \frac{h}{R}. \quad (1)$$

Разделим на три компонента формулу (1): давление в контейнере, давление в винтовой матрице и давление в конической матрице.

Давление в контейнере:

$$P_1 = \sigma_{\tau 1} \left[ \frac{4}{\sqrt{3}} f_k \frac{L}{d_k} \right], \quad (2)$$

где  $L$  – высота столба материала в контейнере;

$d_k$  – диаметр канала контейнера;

$\sigma_{\tau 1}$  – предел прочности материала в контейнере.

Для того чтобы определить прочность материала в контейнере были проведены экспериментальные исследования одноосного прессования титановой губки. Результаты эксперимента представлены в таблице 1.

Таблица 1

№ заготовки	Давление, МПа	Плотность, г/см <sup>3</sup>	Относительная плотность, %	Твердость, МПа	$\sigma_{\tau 1}$ , МПа
1	320	2,786	62	900	300
2	400	2,823	63	900	300
3	480	2,911	65	910	300
4	570	2,913	65	1090	350
5	1500	2,913	65	1100	370

Известно [6], что прочность материала связана с его твердостью зависимостью  $\sigma_{\tau} = 0,34 \mu$ . Экспериментально показано, что при одноосном сжатии титановой губки невозможно добиться плотности выше чем 65-70 %. Поэтому прочность материала в контейнере принимаем  $\sigma_{\tau 1} = 370$  МПа.

Давление деформации в винтовой матрице:

$$P_{в.э.} = \frac{4\sigma_{\tau 2}}{3\sqrt{3}} \operatorname{tg}\beta + \frac{2\sigma_{\tau 2}}{\sqrt{3}} \times \frac{f}{\cos\beta} \times \frac{h}{R}, \quad (3)$$

где  $\sigma_{\tau 2}$  – предел прочности материала в винтовой матрице;

$\beta$  – угол наклона винтовой линии матрицы к оси деформации;

$f$  – коэффициент трения;

$h$  – высота очага деформации винтовой матрицы;

$R$  – радиус наиболее удаленной точки сечения от центра профиля.

Для определения прочности материала, находящегося в винтовой матрице, проведены эксперименты по деформации титановой губки методом винтовой экструзии с противодавлением. После деформации были получены образцы, в которых были измерены относительная плотность, которая составила 98,5-99 %, а также твердость, которая составила 1320-1350 МПа. Эксперименты показали, что образцы после винтовой экструзии имеют прочность массивного материала. И так как в винтовую матрицу входит материал с прочностью  $\sigma_{\tau 1}$ , а выходит с прочностью массивного материала, принимаем:

$$\sigma_{\tau 2} = \sqrt{\sigma_{\tau 1} \times \sigma_{\tau(\text{титана})}}. \quad (4)$$

Давление деформации в конической матрице:

$$P_{н.э.} = \sigma_{\tau 3} \left[ (1 + f_M \operatorname{ctg}\alpha) \ln \lambda + 1,56 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} + 4\lambda \frac{h_n d_n}{d_k^2} f_n \right],$$

где  $\sigma_{\tau 3}$  – предел прочности материала в конической матрице;

$\alpha$  – угол заходного конуса матрицы;

$\lambda$  – коэффициент вытяжки;

$f_M$  – коэффициент трения в заходном конусе матрицы;

$f_n$  – коэффициент трения в калибрующем поя-

ске матрицы;

$h_n$  – высота калибрующего пояса матрицы;

$d_n$  – диаметр калибрующего пояса матрицы.

Так как выше показано, что материал винтовой матрицы выходит с прочностью массивного материала, следовательно, в коническую матрицу он также попадает с максимальной прочностью. Поэтому  $\sigma_{\tau 3} = \sigma_{\text{титана}} = 450$  МПа.

Чтобы оценить коэффициент трения процесса, примем допущение, что трение на всем промежутке комбинированной деформации одинаково.

$$f_{к.э.} = f_k = f_{в.э.} = f_{н.э.}$$

Тогда, выражая коэффициент трения из формулы для давления комбинированной экструзии и принимая значение давления, полученное экспериментально, получим  $f = 0,26$ .

Таким образом, имея, вышеперечисленные данные, мы можем оценить давление комбинированной экструзии и использовать их для проектирования процессов и установок для получения длинномерных прутков из титановой губки.

#### Перечень ссылок

1. С.М. Гуревич, В.П. Дидковский, Ю.К. Новиков, Электрошлаковая выплавка слитков титановых сплавов // Автоматическая сварка. – 1963. – № 10. – С. 37-42.
2. Б.Е. Патон, Б.И. Медовар, В.Я. Саенко. Переплавы губчатых титановых расходных электродов методами ЭШП и ДШП. // Проблемы СЭМ. – 1994. – №3-4. – С. 7-11.
3. Феноменологические теории прессования порошков / М.Б. Штерн, Г.Г. Сердюк, Л.А. Максименко и др. – Киев: Наук. думка, 1982. – 140 с.
4. Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков С.Г. Винтовая экструзия- процесс накопления деформации. – Донецк: ТЕАН, 2003. – 85 с.
5. Бриджмен П.В. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. М.: Изд-во иностранной литературы, 1955. – 444 с.
6. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. 2-е изд. М.: «Металлургия», 1973. – 224 с.

Поступила в редакцию 20.06.2007

*У роботі проведено аналіз методів компактування титанових заготовок із губки, представлені результати напівбезперервного комбінованого процесу пресування губки в пруток. Проведено аналіз технологічних параметрів, що впливають на зусилля деформації.*

*Analysis of titanium billets compacting methods from titanium sponge was reported in the paper, results on semi-continuous combined process extrusion of the sponge into the bar were performed. Analysis of technological parameters that exert influence on the deformation effort was realized.*

УДК 621.7.01

С. Г. Сынков

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СХЕМЫ ПРОЦЕССОВ НАКОПЛЕНИЯ БОЛЬШИХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ

*В работе представлены различные технологические схемы для накопления больших пластических деформаций в металлах и сплавах. Рассмотрены различные схемы деформации заготовок методом винтовой экструзии, их преимущества и недостатки. Представлена новая схема равноканальной деформации – реверсивная закрытая прошивка.*

Большие пластические деформации давно интересуют исследователей. В настоящее время эти исследования приобрели дополнительное значение в связи с быстро возрастающим интересом к так называемым нано- и субмикроматериалам, структурные элементы которых имеют размеры 10-100 нм (нано-) и 100-1000 нм (субмикро-).

В результате больших пластических деформаций металлов размеры их структурных элементов (кристаллитов, фрагментов, границ раздела и т.д.) уменьшаются и достигают значений, характерных для нано- и субмикроматериалов. Вследствие этого сильнодеформированные металлы приобретают качественно новые свойства, многие из которых представляют практический интерес. В частности, они обладают аномально высокой пластичностью. Есть результаты, указывающие на возможность получения сверхпластичности некоторых материалов при комнатных температурах [1].

Для осуществления больших пластических деформаций можно использовать различные процессы обработки давлением: прокатку, волочение, прессование и др. Однако монотонное формоизменение заготовки (постоянное увеличение длины при прокатке и волочении, уменьшение высоты при осадке), очевидно, приводит к тому, что при больших деформациях ее размер, хотя бы в одном из направлений, становится чрезвычайно малым. Это резко сокращает область последующего использования таких заготовок.

Исследования показывают [2-4], что эффект больших деформаций при определенных условиях можно получить путём немоного формоизменения заготовок. Это используется в процессах обработки давлением, основной целью которых является накопление деформации в заготовках, а не изменение их формы. К таким процессам относятся: равноканальная угловая экструзия, всесторонняя ковка, винтовая экструзия и др., которые называют процессами накопления деформаций (ПНД). Поскольку форма заготовки после ПНД практически совпадает с исходной, то имеется возможность многократной обработки заготовки для накоп-

ления в них достаточной деформации.

С одной стороны, ПНД являются процессами обработки давлением, поэтому их реализация невозможна без решения характерных для таких процессов задач: определения напряжённо-деформированного состояния заготовки, расчёта силовых параметров процесса, проектирования и изготовления деформирующего инструмента и оснастки, подбора смазок и т.д. С другой стороны, ПНД – это не обычные операции обработки давлением, целью которых является, прежде всего, формоизменение заготовок, а процессы, призванные формировать структуру материалов, обеспечивающую заданные физико-механические свойства.

К настоящему времени разработаны различные методы воздействия на материалы, позволяющие получать субмикрокристаллическую (СМК) структуру. Традиционные методы термомеханической обработки металлов придают им крупнозернистое строение, поскольку используется высокая температура обработки, приводящая к росту зерен. Установлено, что к получению зёрен СМК уровня приводит сочетание двух факторов. Это высокая интенсивность и существенная немонотонность деформации, осуществляемой при температурах не выше температуры протекания процесса возврата [5]. Первый процесс обеспечивает необходимое генерирование дислокаций и эволюцию дислокационной структуры, а второй – активацию новых систем скольжения решеточных дислокаций и их взаимодействие с образующимися при деформации малоугловыми границами фрагментов, что приводит к их перестройке в высокоугловые границы общего типа. Кроме того, необходимо наличие в очаге деформации высокого гидростатического давления, необходимого для предотвращения образования пор и трещин [6]. Такие методы, как кручение под гидростатическим давлением [7], равноканальное угловое (РКУ) прессование [1], знакопеременный изгиб [8], аккумулируемая прокатка [9], винтовая экструзия [2], позволяют деформировать заготовку без изменения размеров и формы и в большей или меньшей степени позволяют дости-

гать необходимых высоких уровней деформации и механических свойств. Эти методы достаточно подробно описаны в приведенной литературе. А поскольку автор настоящей работы является представителем школы, в которой создан и достаточно успешно развивается процесс винтовой экструзии (ВЭ), хотелось бы кратко охарактеризовать этот процесс с точки зрения технолога.

Практическая реализация процесса ВЭ проходит на основе ряда известных процессов обработки давлением: гидроэкструзии, гидромеханической экструзии и механической экструзии (рис. 1).

Гидроэкструзия, особенно с противодавлением, обеспечивает высокую пластичность обрабатываемой заготовки и малые затраты на трение. Гидроэкструзия без противодавления позволяет осуществлять высокоскоростную интенсивную деформацию. Скорость деформации при этом может достигать  $10^4 \text{ с}^{-1}$ . Основные проблемы связаны с уплотнением заготовки.

Гидромеханическая экструзия не имеет проблем, связанных с уплотнением заготовки. Однако величина максимальной деформации за один проход ограничена устойчивостью заготовки. При этом пластичность металла высока благодаря давлению

окружающей жидкости. Проблемы с устойчивостью заготовки в этой схеме решали с помощью поддерживающей вставки. Последняя, однако, приводит к увеличению затрат энергии на трение и усложняет технологическую операцию.

Механическая экструзия также реализуется в условиях противодавления, поэтому пластичность обрабатываемой заготовки относительно высокая. Величина максимальных деформаций ограничена, в основном, прочностью штока, контейнера и силовыми параметрами установки. Затраты на трение выше, чем в предыдущих схемах.

Методом ВЭ можно обрабатывать заготовки не только прямоугольного сечения, но и достаточно сложных форм, в том числе и с осевым каналом, рис. 2.

В последнем случае необходима экструзия заготовки на оправке. На наш взгляд, обработку профильных и полых заготовок невозможно реализовать другими методами, кроме ВЭ.

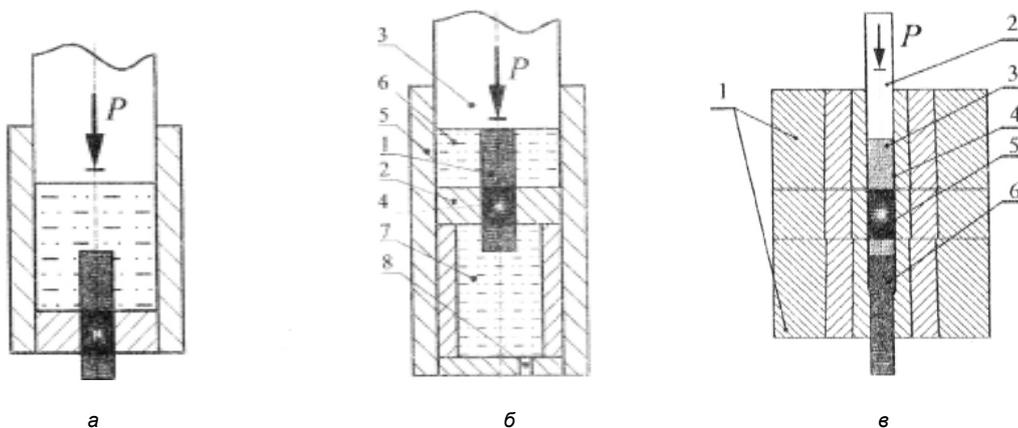


Рис. 1. Технологические схемы, реализующие ВЭ:

а – гидроэкструзия; б – гидромеханическая экструзия; в – механическая экструзия

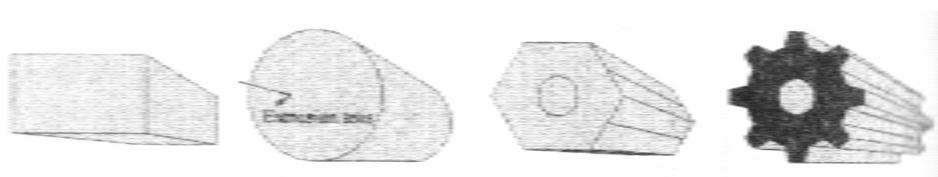


Рис. 2. Возможные формы заготовок для ВЭ

Исследования различных схем процесса ВЭ показали степень влияния трибологических параметров на силовые условия процесса [10]. Особенно это влияние сказывалось при реализации процесса ВЭ сплавов в диапазоне температур  $T = 250-450$  °С. В Дон ФТИ НАН Украины была создана низкотемпературная смазка на основе стекла, эффективно работающая в указанном диапазоне температур, и разработана схема квазигидростатической ВЭ, позволяющая существенно снизить силовые условия процесса и улучшить условия работы инструмента [10]. На рис. 3 показана схема квазигидростатической ВЭ, в которой канал контейнера выполнен комбинированным: цилиндрическая часть канала, в которой создается давление штоком переходит в профильную часть, в которой располагают обрабатываемую заготовку. Таким образом, устойчивость заготовки не нарушается, а рабочая среда – графит в смеси с низкотемпературной смазкой, передает давление на заготовку, создает благоприятную схему напряженного состояния.

В заключение необходимо представить еще одну схему ПНД, созданную в Дон ФТИ НАН Украины автором настоящей работы [11]. Эта схема, названная реверсивной закрытой прошивкой (РЗП), показана на рис. 4.

В первом цикле обработки на столе пресса 1 (рис. 4, а) устанавливают плиту 2 со штампом 3, опорой 4, заготовкой 5, пуансоном 6 и устройством противодавления 8, смонтированным на плите 9. При ходе ползуна пресса 10 вниз осуществляется закрытая прошивка заготовки 5, принимающей форму стакана. На верхний торец стакана действу-

ет противодавление, создаваемое устройством 8. В зависимости от необходимой величины противодавления в качестве такого устройства могут применяться специальные шайбы.

Для восстановления первоначальной формы заготовки на верхний торец заготовки стакана 5 устанавливают пуансон 7 (рис. 4, б), а устройство противодавления перемещают с торца заготовки на верхний торец пуансона 6. При ходе ползуна пресса 10 осуществляется цикл реверсирования, в результате чего стакан превращается в заготовку первоначальной формы.

Среднюю величину накопленной деформации за цикл закрытой прошивки рассчитывают по соотношению У. Джонсона [12]

$$e_{\text{ц}} = 0,8 + 1,5 \cdot \ln \frac{d_2^2}{d_2^2 - d_1^2}, \quad (1)$$

где  $d_1$  и  $d_2$  – наружные диаметры пуансонов 6 и 7 соответственно.

После восстановления первоначальной формы заготовка переворачивается на  $180^\circ$  и оба цикла повторяются.

По этой схеме были обработаны заготовки из меди и вторичного алюминия [4]. По сравнению с известными схемами равноканального деформирования упрощается конструкция матрицы и повышается ее прочность. Кроме того, обеспечивается накопление существенных пластических деформаций ( $e = 10 \dots 14$ ) без промежуточных термообработок и гомогенизация упрочнения материала по объему заготовок.

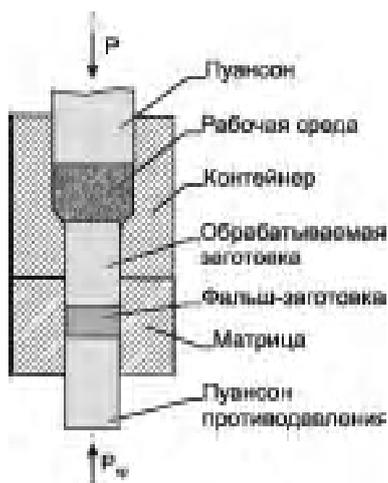


Рис. 3. Установка ВЭ с комбинированным рабочим каналом контейнера

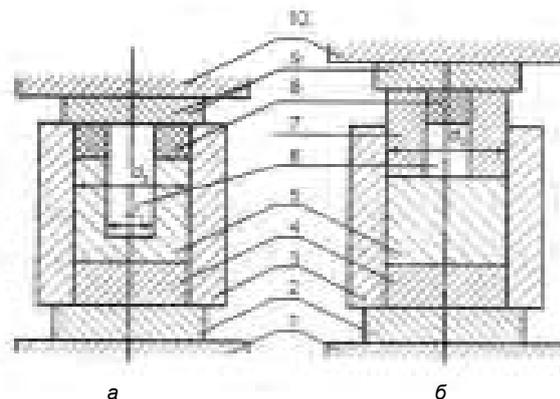


Рис. 4. Схема обработки заготовки реверсивной закрытой прошивкой:

а – конец цикла закрытой прошивки; б – конец цикла реверсирования – восстановления первоначальной формы образца

**Перечень ссылок**

1. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. – М.: Логос, 2000. – 272 с.
2. Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков С.Г. Винтовая экструзия - процесс накопления деформаций. Донецк: Фирма ТЕАН, 2003. – 87с.
3. Процессы пластического структурообразования металлов/ В. М.Сегал, В.И. Резников, В.И.Копылов и др. Минск : Навука і техника, 1994. – 234 с.
4. С.В.Мирошниченко, В.Г. Сынков, С.Г. Сынков. Реверсивная закрытая прошивка с противо давлением.// Кузнечно-штамповочное производство. 2003.№6. с.38-41.
5. Н.П. Лякишев, М.И. Алымов. Наноматериалы конструкционного назначения.//Российские нанотехнологии 2006. – №1-2. – Том 1. – С. 71-81.
6. Кайбышев О.А., Утяшев Ф.З. Сверхпластичность, измельчение структуры и обработка труднодеформируемых сплавов. – М.: Наука, 2002.
7. Бриджмен П.В. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. – М.:ИЛ, 1955. – 444 с.
8. Скороход В.В, Рагуля А.В.// Порошковая металлургия. – 1994.– №3-4. – С. 1.
9. Saito Y., Utsunomiya H., Tsuji N., and Sakai T./ /Acta Mater. 1999.V.47.P.579.
10. Основы технологии получения пластин для травматологии и ортопедии методом винтовой экструзии с последующей прокаткой/ Л.Е.Бейгельзимер, С.Г. Сынков, А.В.Решетов// Металл и литье Украины. – 2005. – №11-12. – С. 57-60.
11. Патент Украины №46999 от 15.05.2001г. Способ упрочнения материала и устройство для его осуществления (Сынков С.Г., Варюхин В.Н., Сынков В.Г. и др.).
12. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. – М.: Машиностроение, 1979. – 568 с.

Поступила в редакцию 20.06.2007

*У роботі представлено різні технологічні схеми для накопичення великих пластичних деформацій у металах і сплавах. Розглянуто різні схеми деформації заготовок методом гвинтової екструзії, їхні переваги та недоліки. Представлено нову схему равноканальної деформації - реверсивне закрите прошивання.*

*Various technological schemes for the accumulation of large plastic deformation at the metals and alloys were presented in the paper. Different schemes of billet deforming by the Twist Extrusion method were viewed, their advantages and disadvantages were described. New scheme of equal channel deforming calling Reversible Closed Punching has been performed.*

УДК 621.91:534.6

Л. Н. Девин, Н. Е. Стахнив, А. Г. Сулима

## ДИАГНОСТИКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ С ПОМОЩЬЮ ДАТЧИКОВ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ

*Предложен новый метод градуировки датчиков АЭ с использованием высокочастотного анализатора спектра. Полученную амплитудно-частотную характеристику датчика АЭ используют при диагностике и исследовании процесса резания.*

О процессах, происходящих в зоне резания, можно судить по изменениям сигнала акустической эмиссии (АЭ) в ходе экспериментальных исследований [1,2]. Из литературы известно влияние процессов стружкообразования и износа инструмента на спектр сигнала датчика АЭ [2]. Однако, спектр сигнала, полученный с датчика, связан не только с физическими процессами в зоне резания, но также зависит от амплитудно-частотной характеристики (АЧХ) датчика АЭ и АЧХ усилительного тракта. Поэтому исследование связи процессов при резании на спектр сигнала АЭ целесообразно начинать с изучения АЧХ применяемой аппаратуры [3, 4]. Структурная схема, отображающая получение сигнала АЭ при исследовании процессов резания, изображена на рис. 1, где  $X(j\omega)$  – колебания вызванные процессом резания,  $Y(j\omega)$  – спектр выходного сигнала,  $Kd(j\omega)$  – АЧХ датчика,  $Kyt(j\omega)$  – АЧХ усилительного тракта. Справедлива зависимость [5]

$$\frac{Y(j\omega)}{X(j\omega)} = Kd(j\omega)Kyt(j\omega), \quad (1)$$

откуда

$$X(j\omega) = \frac{Y(j\omega)}{Kd(j\omega)Kyt(j\omega)}. \quad (2)$$

Используемые усилители проектируют так, чтобы их АЧХ  $Kyt(j\omega)$  во всем исследуемом диапазоне была бы примерно постоянна, поэтому ее влияние на спектр входного сигнала можно учесть с помощью коэффициента пропорциональности. АЧХ датчика АЭ  $Kd(j\omega)$  имеет резонансные пики, что существенно искажает спектр входного сигнала. Поэтому при исследовании процессов резания важно, в соответствии с формулой (2), скорректировать полученный выходной сигнал. К сожалению, используемые при исследовании процессов резания датчики АЭ, не всегда сопровождаются данными по их АЧХ, а также, часто используются датчики АЭ, изготовленные в единичном экземпляре и не прошедшие градуировку [3, 4]. Методы получения АЧХ датчиков АЭ (в технической литературе используют термины градуировка и абсолютной калибровки) являются сложными и требуют наличия сложных аппаратных средств [4, 6].

В ИСМ НАН Украины разработан новый метод градуировки широкополосных датчиков АЭ (от 200 до 1200 кГц). На рис. 2 показана блок-схема градуировочного стенда для получения АЧХ датчиков АЭ.

Основой измерительной системы градуировочного стенда является анализатор спектра. С анализатора спектра гармонический сигнал с изменяющейся частотой и постоянной амплитуды подается на широкополосный усилитель, где усиливается до достаточной величины, чтобы раскачать пьезоэлектрический излучатель.

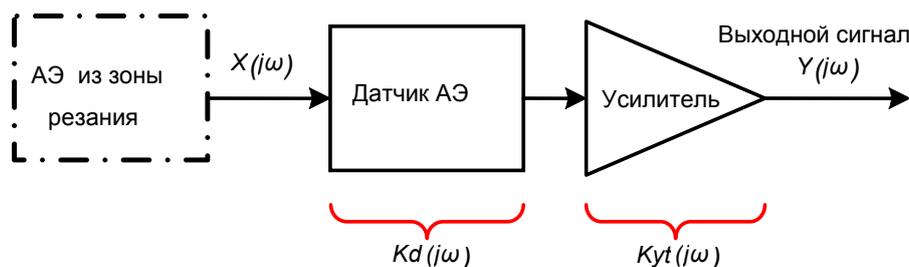


Рис. 1. Схема получения сигнала АЭ при исследовании процесса резания

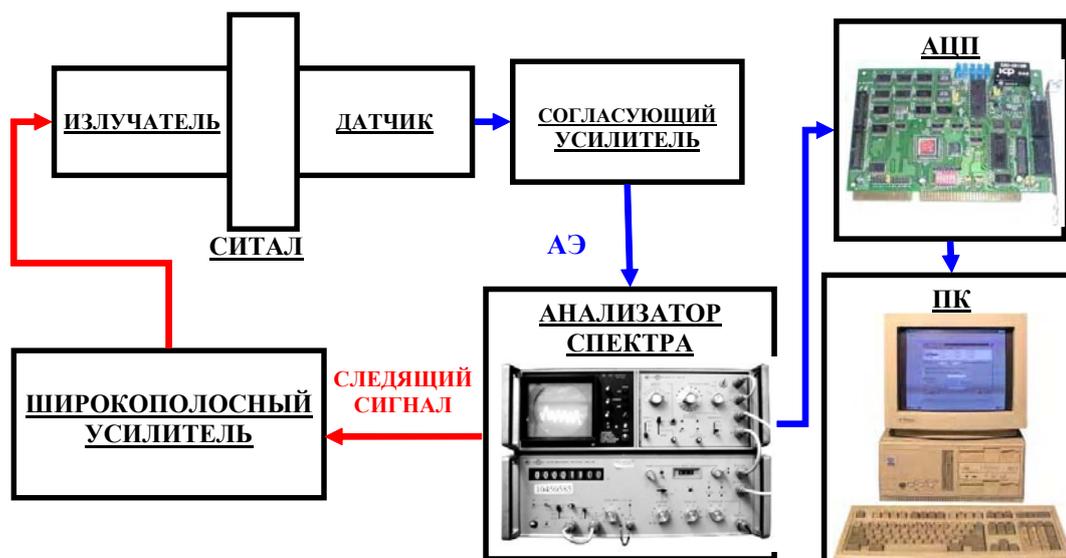


Рис. 2. Блок-схема стенда для определения АЧХ датчика

Излучатель возбуждает волны в ситале. В пьезодатчике АЭ под воздействием колебаний ситала появляется электрический сигнал. Далее сигнал акустической эмиссии через согласующий усилитель поступает на вход анализатора спектра. Для возможности математической обработки полученного выходного сигнала, он через АЦП записывается на компьютер.

Структурная схема, отображающая прохождение сигнала, изображена на рис. 3, где  $K_i(j\omega)$  – АЧХ излучателя,  $\mu$  – коэффициент ослабления сигнала при преобразовании: электрические колебания излучателя – механические колебания ситала – электрические колебания датчика,  $K_d(j\omega)$  – АЧХ датчика,  $K_y(j\omega)$  – АЧХ усилителя,  $K_s(j\omega)$  – АЧХ всей цепи.

Данное измерительное устройство представляет собой последовательно соединенные звенья. В таком случае АЧХ всей системы  $K_s(j\omega)$  представляет собой отношение спектра выходного сигнала  $y(j\omega)$  к спектру входного сигнала  $x(j\omega)$  и определяется при известных амплитудно-частотных характеристиках звеньев по зависимости [5]

$$K_s(j\omega) = \frac{y(j\omega)}{x(j\omega)} = K_i(j\omega)\mu K_d(j\omega)K_y(j\omega). \quad (3)$$

Из зависимости (1) определяем АЧХ датчика

$$K_d(j\omega) = \frac{y(j\omega)}{K_i(j\omega)\mu K_y(j\omega)x(j\omega)}. \quad (4)$$

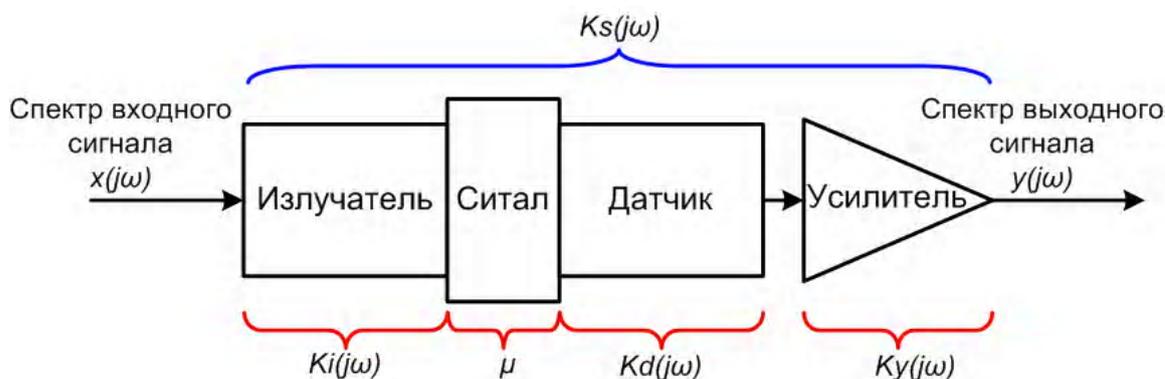


Рис. 3. Схема прохождения сигнала

С помощью стенда (см. рис. 2) можно получить спектр выходного сигнала  $y(j\omega)$ . Для определения АЧХ датчика предварительно экспериментально получали остальные характеристики, которые входят в формулу (4). Спектр входного сигнала  $x(j\omega)$ , а также АЧХ усилителя  $K_y(j\omega)$  были получены с помощью анализатора спектра. Для определения АЧХ излучателя  $K_i(j\omega)$  и коэффициента ослабления сигнала  $\mu$  использовали установку, блок-схема которой показана на рис. 4. В качестве излучателя и приемника были использованы две абсолютно идентичные пьезопластины. Структурная схема установки изображена на рис. 5, где АЧХ излучателя соответствует  $K_i(j\omega)$ , приемнику  $K_p(j\omega)$ , усилителю  $K_y(j\omega)$ , а всей цепочке  $K_{si}(j\omega)$ ;  $y_d(j\omega)$  – спектр выходного электрического сигнала с датчика АЭ,  $\mu$  – коэффициент ослабления сигнала при преобразовании колебаний излучатель – ситал – приемник.

АЧХ всей цепи записываем в виде [5]:

$$K_{si}(j\omega) = \frac{y_i(j\omega)}{x_i(j\omega)} = \mu K_i(j\omega) K_p(j\omega) K_y(j\omega), \quad (5)$$

где  $x_i(j\omega)$ ,  $y_i(j\omega)$  спектры входного и выходного сигналов.

Учитывая идентичность излучателя и приемника, предполагали, что

$$K_i(j\omega) = K_p(j\omega). \quad (6)$$

Тогда АЧХ излучателя определяли по зависимости

$$K_i(j\omega) = \sqrt{\frac{y_i(j\omega)}{\mu K_y(j\omega) x_i(j\omega)}}. \quad (7)$$

С помощью данного измерительного стенда (см. рис. 4) представлялось возможным получить изменение спектра напряжения выходного сигнала  $y_i(j\omega)$ . Для определения АЧХ излучателя предварительно экспериментально получали остальные характеристики, которые входят в формулу (7). Спектр входного сигнала  $x_i(j\omega)$ , а также АЧХ уси-

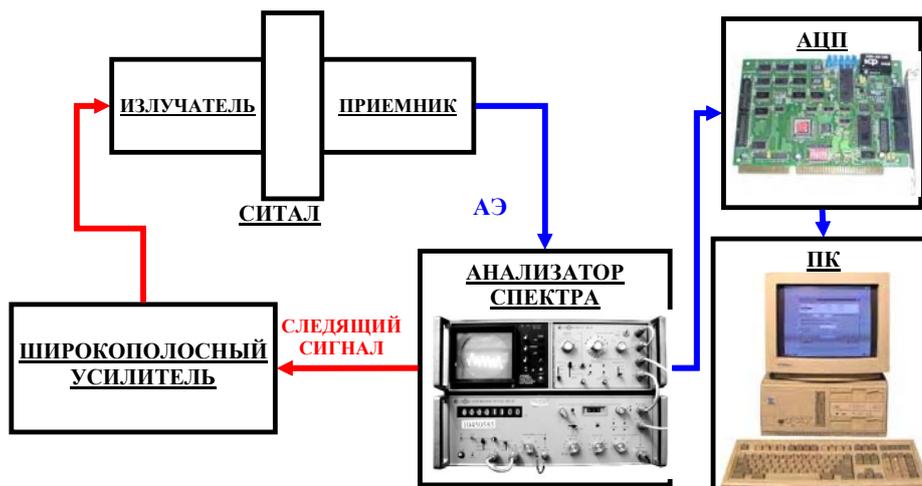


Рис. 4. Блок-схема установки для определения АЧХ излучателя  $K_i(j\omega)$  и коэффициент ослабления сигнала

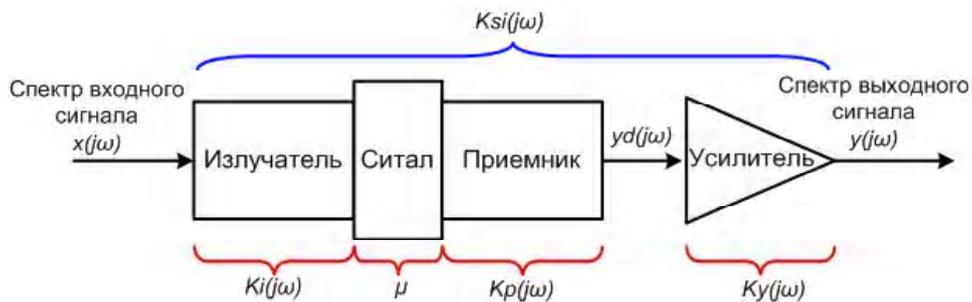


Рис. 5. Структурная схема для определения АЧХ излучателя  $K_i(j\omega)$  и коэффициент ослабления сигнала

лителя  $Ky(j\omega)$ , получали с помощью анализатора спектра.

Исходя из структурной схемы (рис. 5) величину спектра выходного электрического сигнала датчика  $yd(j\omega)$  определяли по формуле:

$$yd(j\omega) = \frac{yi(j\omega)}{Ky(j\omega)}. \quad (8)$$

Электрические колебания излучателя  $xi(j\omega)$  преобразовывались в механические колебания. Сигнал являлся средой, через которую передавались механические колебания, а затем они преобразовывались в электрические колебания  $yd(j\omega)$ . Энергия электрических колебаний излучателя превышает энергию электрических колебаний датчика, т. е. имело место ослабление сигнала. Его характеризовали коэффициентом ослабления сигнала. Коэффициент ослабления сигнала определяли по формуле:

$$\mu = \frac{M^{\oplus}[yd(j\omega)]}{M^{\oplus}[xi(j\omega)]}, \quad (9)$$

где  $M^{\oplus}[xi(j\omega)]$  – математическое ожидание функции  $xi(j\omega)$ , за исключением участков, где наблюдался резонанс;  $M^{\oplus}[yd(j\omega)]$  математическое ожидание функции  $yd(j\omega)$ , за исключением участков, где наблюдался резонанс.

Для получения спектра изучаемых сигналов

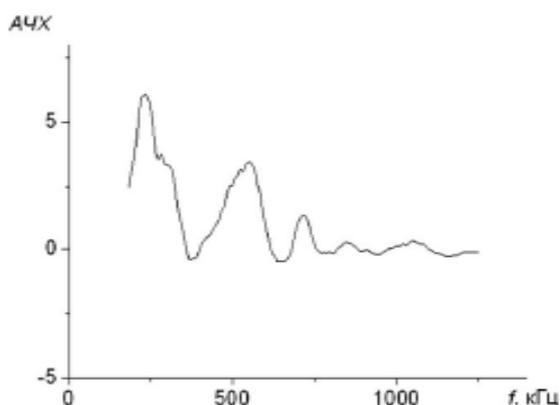


Рис. 6. АЧХ датчика АЭ

использовали высокочастотный анализатор спектра СКЧ-59, у которого предусмотрен генератор качающей частоты. Сигнал от генератора качающей частоты записывали на компьютер при помощи 12 битного АЦП А812-LG фирмы ICP DAS. Записывали более 10 проходов по частоте и проводили статистическую обработку результатов градуировки. На рис. 6 приведен пример полученной амплитудно-частотной характеристики датчика АЭ.

При точении поршней двигателей внутреннего сгорания алмазно-твердосплавными пластинами выполнено исследование взаимосвязи величины износа резца  $h_z$  и параметра  $Ra$  шероховатости обработанной поверхности с особенностями спектра сигнала АЭ. Установлено, что АЧХ разработанных в ИСМ НАН Украины датчиков АЭ, примерно на 15-20 % изменяет спектр сигнала АЭ из зоны резания. Дальнейшее развитие этих работ позволит создать более точные системы управления процессами лезвийной обработки.

Таким образом, предложен новый метод градуировки датчиков АЭ с использованием высокочастотного анализатора спектра. Использование предложенного метода даст возможность повысить точность определения спектра сигнала АЭ процесса резания.

#### Перечень ссылок

1. Девин Л.Н. Прогнозирование работоспособности металлорежущего инструмента. – Киев: Наук. думка, 1992. – 131 с.
2. Подураев В.Н., Барзов А.А., Горелов В.А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. – М.: Машиностроение, 1988. – 56 с.
3. Королев М.В., Карпельсон А.Е. Широкополосные ультразвуковые пьезопреобразователи. – М: Машиностроение, 1982. – 157 с.
4. Баранов В.М. Акустические измерения в ядерной энергетике – М.: Энергоиздат, 1990. – 320 с.
5. Орнадский П.П. Теоретические основы информационно-измерительной техники. – К.: Вища школа, 1976. – 432 с.
6. Филоненко С.Ф. Акустическая эмиссия. Измерение, контроль, диагностика. – К.: КМУГА, 1999. – 312 с.

Поступила в редакцию 16.05.2007

*Запропоновано новий метод градування датчиків АЕ з використанням високочастотного аналізатора спектра. Отриману амплітудно-частотну характеристику датчика АЕ використано при діагностиці і дослідженні процесів різання.*

*The new acoustic emission sensors calibration technique with using high-frequency spectrum analyzer was proposed. AFC was obtained is using in the cutting process investigation and diagnostic.*

УДК 621.941

Я. В. Барабаш

## ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ ПРИ ТОЧІННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ВІБРОАКУСТИЧНОГО СИГНАЛУ

*При точінні титанового сплаву віброакустична емісія може бути використана для діагностики процесу точіння і оцінки шорсткості обробленої поверхні. Встановлено залежність між середньою енергією RMS акустичного сигналу та шорсткістю обробленої поверхні. За даними ВАЕ можна оцінювати шорсткість обробленої поверхні безпосередньо в процесі різання, що дозволить надалі створити методику моніторингу стану шорсткості обробленої поверхні*

### Вступ

Віброакустична емісія (ВАЕ) є одним з найбільш інформативних явищ для відображення фізичних процесів, що відбуваються при різанні металів. Фізичні принципи віброакустичної емісії пов'язані з процесами тертя, руйнування і пластичної деформації і є височастотними хвилями пружної деформації, що генерується в зоні різання.

Спроби використовувати ВАЕ для вивчення процесів різання, механізмів тертя і зносу робилися ще раніше [1-3]. Але сучасний етап розробки та використання засобів діагностики характеризується інтенсивною комп'ютеризацією. Обчислювальна техніка використовується на всіх етапах проектування діагностичних систем, але, безумовно, головна роль припадає на процес обробки і аналізу діагностичної інформації. Для діагностики методом ВАЕ розробка ефективних алгоритмів запису, обробки і аналізу акустичних сигналів набуває в даний час особливої актуальності [4].

Проблеми обробки віброакустичної інформації обумовлені, перш за все, складністю і різноманітністю процесів, які генерують сигнали ВАЕ. Крім того, важливими чинниками, що визначають специфіку пошуку інформативних діагностичних ознак, є порівняно рідкі зміни корисного сигналу при значних рівнях перешкод, а також нестационарність вимірюваних сигналів.

Дослідження віброакустичних сигналів виконуються вже давно [4-6], але про створення загального алгоритму аналізу вимірюваних сигналів говорити ще зарано.

Як відомо, основними джерелами випромінювання віброакустичних сигналів при точінні є наступні три зони: площина зрушення; поверхня розподілу різець-стружка; поверхня розподілу різець-деталь.

У даній статті описані результати дослідження динаміки зміни спектру віброакустичного сигналу при різних подачах  $S$ . Метою аналізу спектрограм віброакустичного сигналу був пошук закономірно-

стей зміни спектру сигналу в залежності від подачі, що змінювалась.

### Методика та результати досліджень

Точіння титанової заготовки ВТ20 проводилося різцями з вбудованим датчиком віброакустичної емісії. Обробка проводилась на верстаті ТПК-125ВМ з ЧПУ. Вимірювання шорсткості здійснювалися за допомогою приладу Surface фірми «Taylor-Hobson». Застосовували повздовжній різець, оснащений круглою пластиною з ВК-8 діаметром 7 мм з наступними геометричними параметрами:  $\alpha = 5^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ .

Схема експериментальної установки включала наступні компоненти: широкосмуговий датчик ВАЕ, попередній підсилювач і швидкодіючий АЦП, вбудований в персональний комп'ютер. Сигнал ВАЕ записували з частотою 44100 Гц. Після чого він оброблявся спеціальним пакетом програм «Cool Edit 2000» для аналізу звукових сигналів: сигнал масштабувався по амплітуді, проводилася фільтрація для відсікання шумів роботи верстата, будувалася спектрограма та розраховувалася середня енергія віброакустичного сигналу для кожного досвіду (періоди врзання і виходу різця не враховувалися).

Спектрограму будували за допомогою швидкоперетворення Фур'є з використанням згладжування по методу Блекмана-Харріса при кількості вибірок 4096 і частоті 48000 Гц, так як використовували звукову карту оскільки.

Для фільтрації сигналу в кожному експерименті записувався нетривалий за часом сигнал (5-10 с) при працюючому верстаті та включеній подачі, а потім спектр цього сигналу програмно віднімався із спектру сигналу, отриманого при різанні. Таким чином, після фільтрації віброакустичний сигнал не містив в собі частоти, що відповідають сигналам від верстата і електродвигунів головного руху та подачі, тертя в передачах, що направляють.

Було проведено експерименти, при таких режимах: глибина різання  $t = 0,2$  мм, швидкість  $V$

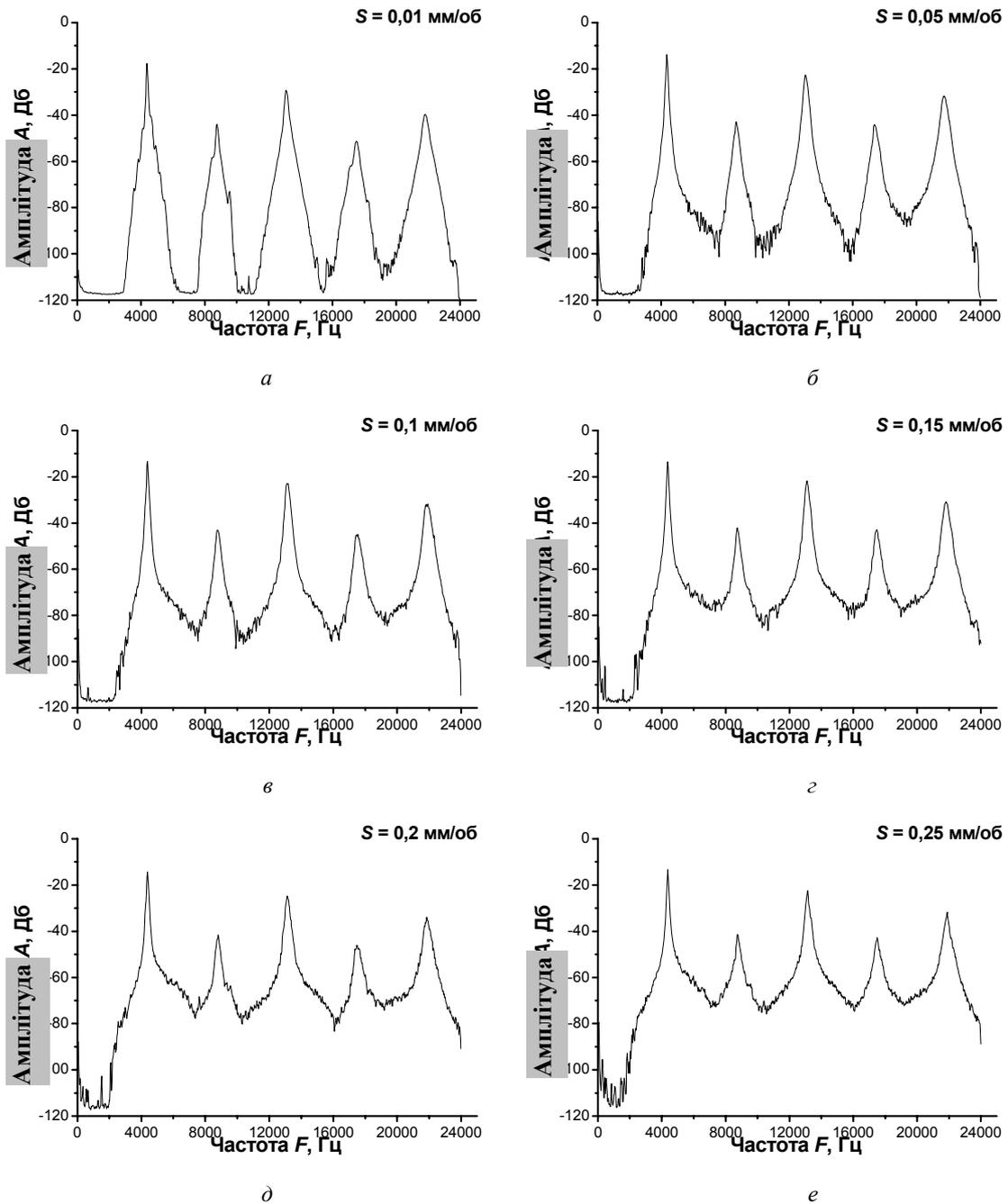


Рис. 1. Спектрограми кривої, що огинає віброакустичних сигналів при різних подачах  $S$

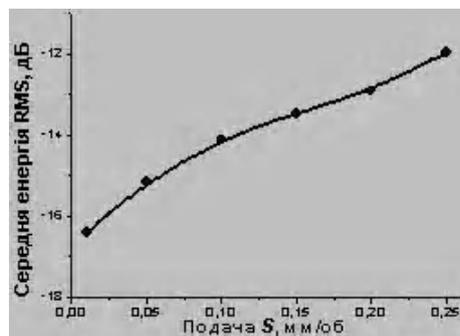


Рис. 2. Залежність зміни середньої енергії RMS від подачі  $S$

= 280 м/хв, а подачу  $S$  змінювали від 0,01 до 0,25 мм/об. На рис. 1 представлені спектрограми кривої, що огинає віброакустичного сигналу при різних значеннях  $S$ .

При збільшенні подачі  $S$  амплітуди гармонік практично не змінюються, а відбувається зростання амплітуди сигналів з частотами між гармоніками.

На основі отриманих даних для кожного експерименту була розрахована середня енергія RMS віброакустичного сигналу (рис. 2).

Отримані залежності порівнювали зі зміряною шорсткістю обробленої поверхні при тих же подачах (рис. 4). При порівнянні залежностей середньої енергії RMS і шорсткості обробленої поверхні від подачі спостерігається практично лінійна залежність на обох графіках (рис. 2 та рис. 3).

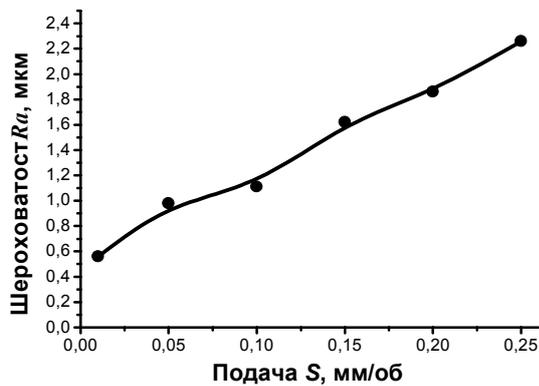


Рис. 3. Залежність зміни шорсткості  $R_a$  обробленої поверхні від подачі  $S$

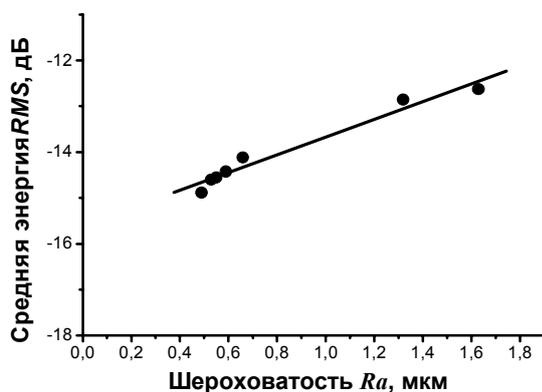


Рис. 4. Залежність зміни середньої енергії RMS від шорсткості  $R_a$  обробленої поверхні при зміні подачі  $S$

На основі отриманих даних були побудовані залежності зміни середньої енергії RMS від шорсткості  $R_a$  обробленої поверхні. На всьому діапазоні подач (рис. 4) видно практично лінійний зв'язок середньої енергії RMS з параметром шорсткості  $R_a$ .

Отримані результати показують можливість застосування запропонованої методики обробки і аналізу сигналу ВАЕ для оцінки шорсткості обробленої поверхні в широкому діапазоні подач безпосередньо в процесі обробки.

#### Висновки

При точінні титанового сплаву різцями ВК8 віброакустична емісія може бути використана для діагностики процесу точіння і оцінки шорсткості обробленої поверхні. При цьому найбільш інформативним є спектр сигналу ВАЕ між значеннями на спектрограмі огинаючого акустичного сигналу, амплітуда якого росте зі збільшенням об'єму пластичної деформації.

Встановлено залежність між середньою енергією RMS акустичного сигналу та шорсткістю обробленої поверхні. За даними ВАЕ можна оцінювати шорсткість обробленої поверхні безпосередньо в процесі різання, що дозволить надалі створити методику моніторингу стану шорсткості обробленої поверхні.

#### Перелік посилань

1. Подураев В. Н., Горелов В. А. Технологическая диагностика резания методом виброакустической эмиссии. – М.: Машиностроение, 1988. – 56 с.
2. Остафьев В. А., Антонюк В. С., Г. С. Тымчик Диагностика процесса металлообработки. – Київ: Техніка. 1991. – 152 с.
3. Iwata K., Moriwaki, M. An Application of Acoustic Emission Measurement to In-Process Sensing of Tool // Annals of the CIRP. – 1977. – 1. – № 25. – P. 21-26.
4. Dornfeld D. A. In Process Recognition of Cutting States // JSME International Journal. – 1994. – 37. – № 4. – P. 638-641.
5. Teti, R., La Commare, U. Cutting Conditions and Work Material State Identification through Acoustic Emission Methods // Annals of the CIRP. – 1992. – 1. – № 41. – P. 89-92.
6. Филоненко С. Ф. Акустическая эмиссия. Измерение, контроль, диагностика. – К.: КМУГА, 1999. – 312 с.
7. Uehara K. & Kanda Y. Identification of Chip Formation Mechanism through Acoustic Emission Measurements // Annals of the CIRP. – 1984. – 1. – № 33. – P. 71-74.

Поступила в редакцию 22.05.2007

*При точении титанового сплава виброакустическая эмиссия может быть использована для диагностики процесса точения и оценки шероховатости обработанной поверхности. Установлена зависимость между средней энергией RMS акустического сигнала и шероховатостью обработанной поверхности. По данным ВАЕ можно оценивать шероховатость обработанной поверхности непосредственно в процессе резания, что позволит в дальнейшем создать методику мониторинга состояния шероховатости обработанной поверхности*

*The process of turning titanium alloys with the purpose of the finding the relationship between signals from cutting area and the treated surface's roughness was investigated. The most informative frequency band of the viaacoustic emission signal was defined. The connection between the acoustic signal's RMS and the treated surface's roughness was determined.*

УДК 669.24.669.15: 535.324 (1)

*Н. П. Синяева, Л. П. Некрасова, А. В. Богуслаев, В. В. Клочихин*

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОЛЬФРАМА, МОЛИБДЕНА, ВАНАДИЯ В СТАЛЯХ И СПЛАВАХ НА НИКЕЛЕВОЙ ОСНОВЕ

*Представлена унифицированная методика надежного контроля вольфрама, ванадия и молибдена в материалах для деталей двигателей (ЖС26ВИ, ВЖЛ12ВИ, ЭИ961) и инструмента (Р6М5, Р6М5К5, Р12Ф3М3КВ и др.).*

### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

В производстве авиационных двигателей остро стоит вопрос надежного контроля легирующих элементов в сталях и сплавах на никелевой основе химическими методами, применение которых не потеряло свою актуальность.

Основной легирующий элемент в литейных сплавах на никелевой основе (ЖС26ВИ, ВЖЛ12ВИ, ЭИ961) и инструментальных сталях (Р6М5, Р6М5Ф3, 4Х3МФС и др.) – вольфрам определяют с реагентом роданид аммония.

Определению мешают молибден и ванадий. Влияние молибдена устраняют введением избытка восстановителя – треххлористого титана, ванадия – солью Мора [1, 2, 3]. Однако ни в одном источнике целесообразность процедуры введения соли Мора определено не высказана.

Нами исследована целесообразность введения соли Мора и предложена унифицированная методика определения молибдена, вольфрама и ванадия из одного раствора после отделения основы гидрооксидом натрия.

Методика упрощает схему анализа трех элементов при тех же метрологических показателях, что и в [1, 2, 8, 9, 10].

### Обзор публикаций, анализ нерешенных вопросов

Известно, что гидрооксид ванадия имеет амфотерный характер [3].

Растворимость  $\text{VO}_2$  в щелочах показана в [4, 5]. Кроме того, ванадаты некоторых металлов, в том числе и железа, являются труднорастворимыми соединениями и данный факт можно использовать для выделения ванадия [6].

В работе [5] указывают, что ионы ванадия образуют с роданид ионами соединение  $M_2^I [\text{VO}(\text{SCN})_4]$ , окрашенное в синий цвет, с коэффициентом молярного погашения  $[\text{VO}(\text{SCN})_4]$ , при 760 нм равном 130 [6].

Приведенные сведения не проясняют механизм устранения влияния ванадия с помощью соли Мора

после его восстановления до ванадия (IV) [1, 2].

### Цель исследований

Цель работы – изучение влияния ванадия на определение вольфрама роданидным методом, разработка унифицированной методики определения вольфрама, молибдена, ванадия и оценка ее метрологических параметров.

### Содержание и результаты исследований

Влияние ванадия на определение вольфрама изучали с помощью стандартных растворов вольфрама ( $0,001 \text{ г/см}^3$ ) и ванадия ( $0,0019 \text{ г/см}^3$ ). Растворы готовили из вольфрамово-кислого натрия и ванадиевокислого аммония в 2 %-ном растворе гидроксида натрия в соответствии с [1].

В исследованиях использованы растворы следующего состава:

- I.  $10 \text{ см}^3$  стандартного раствора вольфрама.
- II.  $10 \text{ см}^3$  стандартного раствора ванадия.
- III.  $10 \text{ см}^3$  стандартного раствора вольфрама и  $10 \text{ см}^3$  стандартного раствора ванадия.

Аликвотную часть раствора помещали в мерную колбу вместимостью  $100 \text{ см}^3$ , добавляли 2 %-ный раствор гидроксида натрия до  $50 \text{ см}^3$ ,  $5 \text{ см}^3$  25 %-ного роданистого аммония,  $30 \text{ см}^3$  соляной кислоты ( $d-1,19 \text{ г/см}^3$ ), охлаждали до  $17 \dots 18 \text{ }^\circ\text{C}$  и добавляли по каплям  $1 \text{ см}^3$  раствора треххлористого титана [1, 2].

Оптическую плотность растворов измеряли через 10 мин в интервале длин волн  $340 \dots 470 \text{ нм}$  в кюветах с толщиной поглощающего слоя 1 см на спектрофотометре СФ 26.

Те же операции были выполнены с раствором, обработанным солью Мора.

В этом случае смешивали  $20 \text{ см}^3$  стандартного раствора вольфрама и  $20 \text{ см}^3$  стандартного раствора ванадия и далее проводили процедуры по методике [1].

Аликвотную часть этого раствора  $50 \text{ см}^3$  (что эквивалентно  $10 \text{ см}^3$  раствора вольфрама и  $10 \text{ см}^3$  раствора ванадия) помещали в мерную колбу вместимостью  $100 \text{ см}^3$  и далее вели исследование, как описано выше.

Измеренные спектры поглощения растворов роданидных комплексов вольфрама (WR) и ванадия (VR) представлены на рисунке 1.

Как видно из рисунка 1 в исследуемой области (340.....470 нм) роданидный комплекс ванадия обладает значительным поглощением по сравнению с роданидным комплексом вольфрама, максимум которого лежит при 400 нм ( $\varepsilon = 660 \pm 10$ ).

В области длин волн 340.....470 нм расположена ниспадающая ветвь поглощения ванадия (VR). Значение коэффициента молярного погашения роданидного комплекса ванадия в условиях аналитического определения вольфрама воспроизводит-

ся от опыта к опыту плохо. При 400 нм  $\varepsilon_{VR}$  составляет примерно  $150 \pm 50$ .

Проведение реакции комплексообразования вольфрама с роданистым аммонием в присутствии двойного избытка ванадия обнаруживает неаддитивное увеличение оптической плотности раствора по сравнению с растворами WR и VR (рис. 1), что можно объяснить образованием смешанных комплексов.

Спектры поглощения роданидных растворов, содержащих и вольфрам и ванадий, одновременно смещены гипсохромно на 8-10 нм по сравнению со спектром поглощения вольфрама (WR).

Предварительная обработка пробы солью Мора

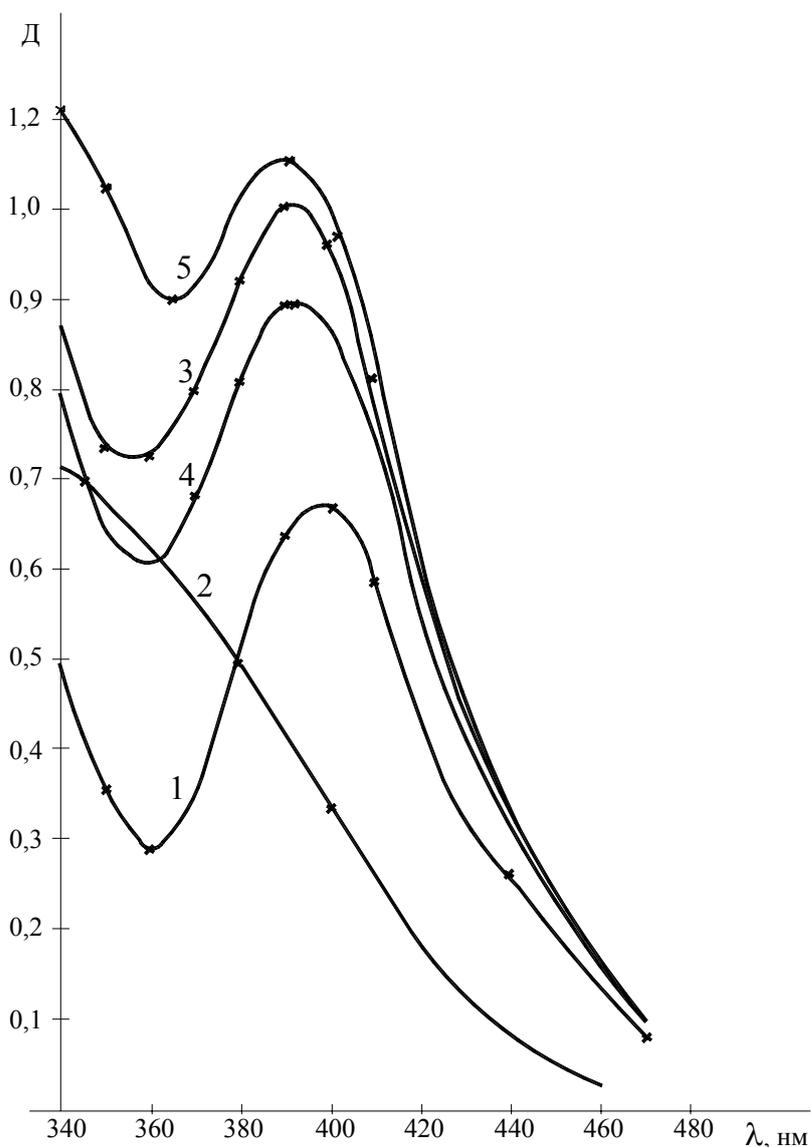


Рис. 1. Спектры поглощения роданидных комплексов:

- 1 – вольфрама ( $C = 1,0 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>); 2 – ванадия ( $C = 1,9 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>);  
 3 – вольфрама и ванадия ( $C_W = 1,0 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>,  $C_V = 1,9 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>);  
 4 – вольфрама и ванадия после обработки солью Мора ( $C_W = 1,0 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>,  $C_V = 1,9 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>);  
 5 – аддитивный спектр раствора вольфрам+ванадий (спектр1+спектр2)

приводит к снижению интенсивности полосы поглощения приблизительно на 10 %. Сказанное справедливо в отношении растворов образцов стали ДИ-71 (содержание вольфрама 1,6 %, ванадия 1,44 %).

Так, для образца стали ДИ-71 с аттестованным значением массовой доли вольфрама 1,6 % независимыми исследователями были получены следующие результаты (таблица 1).

**Таблица 1** – Результаты определения вольфрама в стали ДИ71

Метод	Найденное содержание W, масс. доли % $n = 5$
по ГОСТ 12349-88	1,65±0,02
	1,70±0,02
подготовка пробы выпариванием досуха без добавления соли Мора	1,70±0,02
	1,60±0,03
	1,59±0,04

Как видно из таблицы 1, с одной стороны, добавление соли Мора не приводит к существенно изменению результатов определения, а с другой – результаты определения массовой доли вольфрама в сериях различимы статистически значимо.

Нами установлено, что ошибки определения вольфрама в присутствии ванадия существенно зависят от их количественного соотношения.

Возможность определения ванадия из щелочного раствора установлена в результате следующего эксперимента. Для этого были приготовлены следующие растворы ванадия:

**Раствор А.** 0,1 г ванадиевокислого аммония растворяли в 2 %-ном растворе гидроксида натрия. Раствор переводили в мерную колбу вместимостью 200 см<sup>3</sup>.

Титр раствора А –  $2,15 \cdot 10^{-4}$  г/см<sup>3</sup>.

**Раствор Б** готовили разбавлением раствора А в 10 раз в 2 %-ном растворе гидроксида натрия.

Титр раствора Б –  $2,15 \cdot 10^{-5}$  г/см<sup>3</sup>.

**Раствор В.** 0,1 г ванадиевокислого аммония помещали в термостойкий стакан вместимостью 300 см<sup>3</sup>, растворяли в воде, добавляли 10 см<sup>3</sup> серной кислоты, разбавленной 1:1 и выпаривали досуха. Содержимое стакана охлаждали, добавляли 20 см<sup>3</sup> 20 %-ного раствора гидроксида натрия, переводили в мерную колбу вместимостью 200 см<sup>3</sup> и разбавляли водой до метки.

**Раствор Г** готовили разбавлением раствора В в 10 раз 2 %-ным раствором гидроксида натрия.

**Раствор Д** готовили аналогично раствору В с введением соли Мора после появления паров серной кислоты.

**Раствор Е** готовили разведением раствора Д в 10 раз 2 %-ным раствором гидроксида натрия.

Содержание ванадия в растворах Б, Г и Е определяли на спектрофотометре СФ26 с реагентом 4-2 – пиридазо – резорцин (ПАР) из аликвотных частей 1; 2; 3; 4; 5 см<sup>3</sup>.

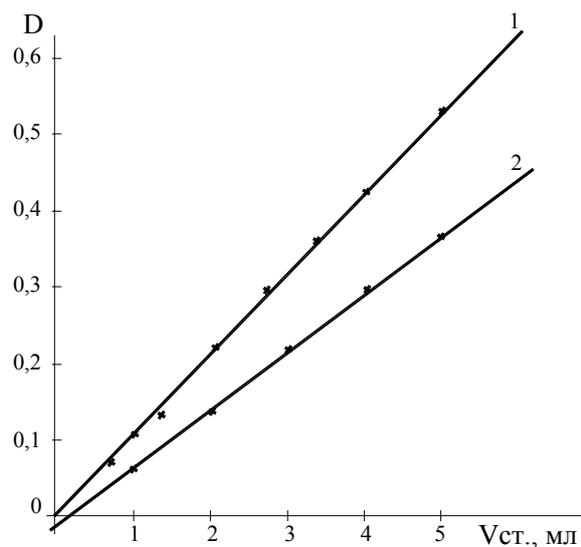
На рисунке 2 представлены зависимости оптической плотности растворов от добавленного раствора Б (прямая 1) и раствора Г (прямая 2).

Из рисунка видно, что оптические плотности на прямой 2 в среднем на 68 % ниже таковых на прямой 1 при равных объемах добавленного раствора ванадия.

Зависимость: оптическая плотность – содержание ванадия, рассчитанная по линейному методу наименьших квадратов, представлена в таблице 2 [7].

**Таблица 2** – Параметры переменных  $D = a + bV$  для растворов Б, Г, Е

Раствор	Параметры прямых		
	$a$	$b$	$S_y$
Раствор Б	0,003	0,106	$1,83 \cdot 10^{-3}$
Раствор Б	0,012	0,076	$6,49 \cdot 10^{-3}$
Раствор Б	0,095	0,085	$7,51 \cdot 10^{-3}$



**Рис. 2.** Определение ванадия с реагентом 4 – (2-пиридазо-резорцин (ПАР) в исходном растворе после выпаривания его с H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> (1:1)

Худшие параметры прямой 2 обусловлены проведением дополнительных аналитических операций: выпаривание, растворение.

Значительное отклонение параметра «в» от единицы свидетельствует об изменении количества ванадия, вводимого в анализируемый объем.

Выпаривание досуха с солью Мора приводит к более высоким значениям оптической плотности растворов, чем без соли Мора.

Средние значения оптических плотностей окрашенных растворов с раствором Е составляет примерно 80 % значений оптических плотностей с раствором Б.

Влияние операции добавления соли Мора на результаты определения ванадия показано на стали ДИ71. Результаты приведены в таблице 3.

Как видно из таблицы 3, результаты значимо не отличаются, что дает основание предложить определение ванадия из того же щелочного раствора, из которого определяют вольфрам и молибден.

**Таблица 3** – Влияние способа подготовки раствора пробы на определение ванадия

Номер образца	Способ подготовки раствора	Массовая доля % ванадия
		$n = 5$
1 2	Обработка солью Мора	1,47±0,03
		1,48±0,06
3 4	Без обработки солью Мора	1,45±0,04
		1,44±0,02

**Методика**

Навеску сплава в зависимости от массовых долей определяемых элементов растворяют в смеси соляной (d-1,19 г/см<sup>3</sup>) и азотной кислот (d-1,40

г/см<sup>3</sup>) в соотношении 1:3; 1:8; 1:9. Основу отделяют гидроксидом натрия.

Вольфрам в щелочном фильтрате определяют традиционным роданидным методом. Сплавы, содержащие вольфрам и ванадий, анализируют методом компенсации. Для расчета применяют стандартный образец аналогичного состава, либо в растворе градуировочного графика вводят ванадий в количестве, соответствующем его содержанию в пробе.

Молибден определяют с реагентом унитиол.

Ванадий определяют следующим образом.

Аликвотную часть щелочного раствора, содержащую 50.....150 мкг ванадия, помещают в мерную колбу вместимостью 50 см<sup>3</sup>, добавляют 25 см<sup>3</sup> фосфорной кислоты (d -1,7 г/см<sup>3</sup>), 1 см<sup>3</sup> 3N раствора перманганата калия и нагревают до 70 °С. К горячему раствору по каплям вводят щавелевую кислоту до исчезновения малиновой окраски, 2 см<sup>3</sup> 1 %-го раствора фторида натрия, 3 см<sup>3</sup> 0,05 %-го свежеприготовленного раствора реактива ПАР (4 -2-пиридилазо-резорцин), 2 см<sup>3</sup> 3 %-го раствора пероксида водорода. Оптическую плотность растворов измеряют при λ 530.....540 нм на спектрофотометре или фотоэлектроколориметре. Раствор сравнения – раствор, содержащий все реактивы.

Нормативы контроля точности методики приведены в таблице 4.

Правильность определений установлена сравнением с результатами, полученными стандартизованными методиками [1, 2, 8, 9, 10], и представлена в таблице 5.

Как видно из таблицы 5, значимая систематическая погрешность при определении вольфрама, молибдена и ванадия отсутствует, и методику можно рекомендовать для оперативного химического анализа сталей и сплавов на никелевой основе.

**Таблица 4** – Нормативы контроля точности определения ванадия, молибдена, вольфрама (P = 0,95)

Элемент	Содержание масс. доли, %	Нормы точности			
		Стандартное отклонение повторяемости $S_v$ , % масс	Допускаемое отклонение двух измерений $d_2$ , % масс $2,3 \cdot S_v$	Стандартное отклонение воспроизводимости $S_R$ , % масс.	Допускаемое расхождение двух результатов $D$ , % масс $2,77 \cdot S_R$
Ванадий	от 0,50...1,00	0,0174	0,04	0,0193	0,05
	св. 1,00...2,00	0,0217	0,05	0,0231	0,06
	св.2,00...5,00	0,0434	0,10	0,0452	0,12
Молибден	от 0,30...1,00	0,0174	0,04	0,0203	0,05
	св.2,00...5,00	0,0434	0,10	0,0482	0,13
	св.5,00...10,00	0,0652	0,15	0,0745	0,20
Вольфрам	от 0,50...2,00	0,0304	0,07	0,3202	0,09
	св.2,00...6,00	0,0652	0,15	0,0674	0,20
	св.6,00...12,00	0,1304	0,30	0,1425	0,40
	св.12,00...18,00	0,1439	0,40	0,1854	0,50

**Таблица 5** – Оценка правильности определения вольфрама, молибдена, ванадия после отделения основы гидроксидом натрия ( $n=20$ ,  $P = 0,95$ )

Наименование сплава	Без восстановления ванадия солью Мора, масс. доли, %			Восстановление ванадия солью Мора, масс. доли, %		Титриметрический метод определения ванадия масс. доли, %
	вольфрам	молибден	ванадий	роданидный метод		
	роданидный метод	реагент унитиол	фотоколориметрический метод с реагентом ПАР	вольфрам	молибден	
Р6М5	6,29 ± 0,03	5,23 ± 0,03	1,98 ± 0,02	6,32 ± 0,03	5,20 ± 0,03	1,97 ± 0,02
Р18	17,53 ± 0,08	0,43 ± 0,01	1,08 ± 0,01	17,59 ± 0,08	0,42 ± 0,01	1,09 ± 0,01
Р12Ф3М3К10	11,38 ± 0,06	2,52 ± 0,02	3,41 ± 0,02	11,37 ± 0,06	2,52 ± 0,02	3,38 ± 0,02
Р12Ф3М3К8	11,83 ± 0,06	3,34 ± 0,02	2,00 ± 0,02	11,80 ± 0,06	3,30 ± 0,02	1,98 ± 0,03
4ХЗМФС (ДИ71)	11,63 ± 0,03	1,38 ± 0,01	1,46 ± 0,03	1,67 ± 0,02	1,40 ± 0,01	1,47 ± 0,06
ЭИ	2,00 ± 0,01	0,50 ± 0,01	0,25 ± 0,008	1,99 ± 0,01	0,48 ± 0,01	0,24 ± 0,01
ВЖЛ12ВИ	1,65 ± 0,01	2,90 ± 0,02	0,75 ± 0,01	1,65 ± 0,01	2,87 ± 0,02	0,74 ± 0,02
ЖС26ВИ	11,6 ± 0,06	0,99 ± 0,02	1,05 ± 0,010	11,58 ± 0,06	1,00 ± 0,02	1,04 ± 0,02

**Выводы**

1. Представлена унифицированная методика определения вольфрама, молибдена, ванадия в инструментальных сталях и сплавах на никелевой основе.

Установлены параметры точности.

2. Введение соли Мора с целью устранения помех со стороны ванадия малоэффективно.

3. Правильность определений при анализе зависит от соотношения вольфрам – ванадий, поэтому в процессе анализа следует применять метод компенсации, используя аналогичный стандартный образец или в градуировочный график вводить ванадий в количестве, идентичном его содержанию в пробе.

**Перечень ссылок**

1. ГОСТ 12349-83. Стали легированные и высоколегированные. Методы определения вольфрама.

2. Степин В.В., Курбатова В.И., Федорова Н.Д. Анализ черных металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1980. – 272 с.
3. Некрасов Б.В. Основы общей химии Т1. – М.: Химия, 1973. – 656 с.
4. Справочник химика – М.-Л.: Госхимиздат, 1951. – т. II. – 1146 с.
5. Г. Реми. Курс неорганической химии. – М.: Мир, 1966. – т. II.
6. Бусев А.И. Аналитическая химия ванадия. – М.: Наука, 1981. – 215 с.
7. Дюерфель К. Статистика в аналитической химии. – М.: Мир, 1969. – 223 с.
8. ОСТ 1 90138-96. Сплавы никелевые жаропрочные. Методы определения вольфрама.
9. ОСТ 1 90137-96. Сплавы никелевые жаропрочные. Методы определения молибдена.
10. ГОСТ 12351-2003. Методы определения ванадия. Определение ванадия визуальным титрованием.

Поступила в редакцию 25.06.2007

*Представлено уніфіковану методику надійного контролю вольфрама, ванадія та молібдена в матеріалах для деталей двигунів (ЖС26ВИ, ВЖЛ12ВИ, ЭИ961) та інструменту (Р6М5, Р6М5К5, Р12Ф3М3КВ та ін.).*

*Representet is the chemical method of determination of tungsten, molybdenum and vanadium in alkaline solution following separation of the alloy base with sodium hydroxide.*

УДК 539.4.015:620.179.16: 669.14

С. А. Беженов, В. Ю. Коцюба, С. Н. Пахолка, А. И. Беженов

## ИССЛЕДОВАНИЕ СВЯЗИ ХАРАКТЕРИСТИК СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ С ПАРАМЕТРАМИ АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ

*В работе представлены результаты исследования связи между параметрами характеристик сопротивления усталости углеродистых сталей с различной технологической наследственностью и параметрами акустической эмиссии (АЭ). Установлено, что АЭ характеристики имеют специфические точки, которые могут быть использованы для определения коэффициента  $m$  диаграммы усталости ускоренным неразрушающим методом.*

### Введение

Успешное решение задачи создания конкурентоспособной конструкции возможно при умении оценить техническое состояние ее элементов и предвидеть возможность их разрушения. Обычно при проектировании конструкций стремятся не допустить предельных состояний их элементов, однако практика изготовления и эксплуатации машин показали, что детали, изготовленные по единой технологии, имеют большой разброс механических свойств, особенно значений долговечности. Поскольку ресурс изделия определяется минимальной долговечностью входящей в него детали, актуальными являются разработки простых и надежных неразрушающих методов контроля технического состояния каждой конкретной детали. Одним из эффективных методов такого контроля является метод акустической эмиссии (АЭ), который основан на регистрации излучаемых материалом механических волн, вызванных внутренней динамической локальной перестройкой структуры материала, определяющей его механические свойства.

### Постановка задачи

В предисловии редактора книги [1] относительно проблемы использования неразрушающих методов контроля технического состояния конструкционных материалов справедливо отмечается, что испытания материалов дают сигналы, которые богаты информацией, но многие из них воспринимаются как бы выраженными на иностранном языке, словарь которого неизвестен. Задача исследователей заключается в том, чтобы найти ключи, позволяющие преодолеть языковые барьеры, существующие между учеными и технологами, а также еще более высокие барьеры между технологами и их администрацией.

Целью данной работы является исследование связи между параметрами характеристик сопротивления усталости углеродистых сталей и параметрами АЭ. Согласно [2], способность материалов сопротивляться усталостному разрушению оценива-

ется более чем двадцатью характеристиками, которые получают по результатам испытаний на усталость путем построения кривой усталости – графического изображения зависимости между уровнем действующих напряжений  $\sigma_a$  и числом циклов  $N$  до разрушения. При этом, основной характеристикой является предел выносливости, определение которого требует больших затрат времени, а также материальных и трудовых ресурсов.

Ранее проведенными исследованиями [3] установлено, что основным репрезентативным параметром, характеризующим сопротивление усталости, является показатель степени  $m$  в уравнении диаграммы усталости  $N \cdot \sigma_a^m = C$ . Указанный параметр с геометрической точки зрения является тангенсом угла наклона диаграммы усталости к оси напряжений, а с энергетической точки зрения представляет собой относительную энергию дилатации объема одного грамм-атома циклически нагружаемого материала, которая вызывает пластическую деформацию части этого объема, обуславливающую процесс деструкции материала и приводящую к катастрофическому разрушению последнего при пороговом значении коэффициента  $C$ .

Поскольку акустическая эмиссия связана с освобождением энергии в твердых телах в результате внутренней динамической локальной перестройки структуры материала, обусловленной его деформацией, следует ожидать достаточно тесную связь параметров АЭ с основным параметром, характеризующим сопротивление усталости, – коэффициентом  $m$ .

Следует отметить, что акустическая эмиссия характеризуется различными параметрами: энергией сигнала, амплитудой сигнала, числом импульсов, суммарным счетом АЭ, интенсивностью АЭ, скоростью счета и др., которые по-разному отражают процессы усталости разных материалов. В работе [4] на основании сравнения АЭ характеристик сплава никеля и кинетических диаграмм его усталостного разрушения показано, что процессы

деформирования сплава при его монотонном нагружении до условного предела текучести, как и процессы усталостного его разрушения, носят стадийный характер. Смена стадий обоих процессов обусловлена сменой напряженного состояния деформируемых объемов материала, причем оба процесса проходят стадии, характеризующиеся одинаковыми уровнями локального напряженного состояния микрообъемов деформируемого материала, что свидетельствует о подобии рассматриваемых процессов. Это дает возможность использовать метод АЭ для разработки адекватной модели усталостного разрушения конструкционных материалов, позволяющий неразрушающим способом определять техническое состояние деталей машин и прогнозировать их долговечность.

В данной работе исследовалась связь между коэффициентом  $m$  и параметрами АЭ характеристик углеродистых конструкционных сталей с различной технологической наследственностью в процессе их монотонного нагружения и циклического деформирования.

#### Материал и методика испытаний

Исследовались образцы из углеродистых сталей (сталь 20 и сталь 45) в состоянии поставки (СП) и после поверхностной пластической деформации стальными шариками, колеблющимися с ультразвуковой частотой (ультразвуковое упрочнение, УЗУ). Коэффициент  $m$  уравнения диаграммы усталости определялся методом испытаний на усталость по методике, изложенной в работе [5], где также приведены размеры и форма образца.

Исследовались зависимости числа импульсов  $N_{АЭ}$  и суммарного счета  $\dot{N}_{\Sigma АЭ}$  от напряжений при монотонном нагружении образцов на устройстве, схема которого приведена в [5]. Исследовалась также зависимость скорости суммарного счета  $\dot{N}_{\Sigma АЭ}$  от амплитуды циклических напряжений при динамическом нагружении консольно закрепленных образцов введением их в резонансные колебания на вибростенде ВЭДС-200. В данных исследованиях с использованием АЭ контроля применялся преобразователь АЭ с практически равномерной амплитудно-частотной характеристикой в диапазоне от 0,1 до 0,8 МГц. Коэффициент усиления АЭ аппаратуры составлял 74 дВ.

#### Результаты исследований и их обсуждение

Результаты ранее проведенных испытаний на усталость [6, 7] показали, что при построении диаграмм усталости с использованием общего полюса для сталей одного химического состава наклон диаграмм усталости к оси ординат с увеличением содержания углерода в стали, а также после УЗУ увеличивается. Значения коэффициента  $m$ , характеризующего наклон диаграмм усталости к оси

напряжений, для исследованных сталей приведены в таблице 1.

**Таблица 1** – Значения коэффициента  $m$  для образцов из сталей 20 и 45 в различном техническом состоянии

Сталь 20		Сталь 45	
СП	УЗУ	СП	УЗУ
6,72	7,54	8,55	10,37

Повышение сопротивления усталости с увеличением содержания углерода, очевидно, связано с возникновением полей больших напряжений в окрестности растворенных атомов углерода в решетке матрицы, которые, взаимодействуя с компонентами полей напряжений дислокаций, тормозят их движение. Чем больше растворенных атомов углерода, тем больше таких препятствий, и тем сильнее эффект упрочнения. Существенное повышение сопротивления усталости образцов из углеродистых сталей после УЗУ свидетельствует о действии механизма упрочнения за счет взаимного блокирующего действия полей напряжений дислокаций.

На рисунке 1 показаны различные АЭ характеристики углеродистых сталей, из которых видно, что зависимости числа импульсов и суммарного счета АЭ от напряжений при монотонном нагружении материала, а также скорости суммарного счета АЭ от амплитуды циклических напряжений имеют одинаковый характер. На всех трех АЭ характеристиках имеет место увеличение интенсивности соответствующего параметра АЭ при достижении некоторого значения напряжения, увеличивающегося с увеличением содержания углерода, а также после упрочняющей обработки.

Исходя из природы АЭ, можно считать, что параметр суммарного счета АЭ характеризует интенсивность деформационных процессов в микрообъемах материала при определенном напряжении, а число импульсов связано с количеством активированных микрообъемов материала. Тогда существенный рост обоих параметров АЭ после некоторого порогового напряжения свидетельствует о существенном росте как деформационных процессов в микрообъемах материала, так и количестве этих активированных микрообъемов материала, что обуславливает интенсивный процесс усталостного разрушения этого материала.

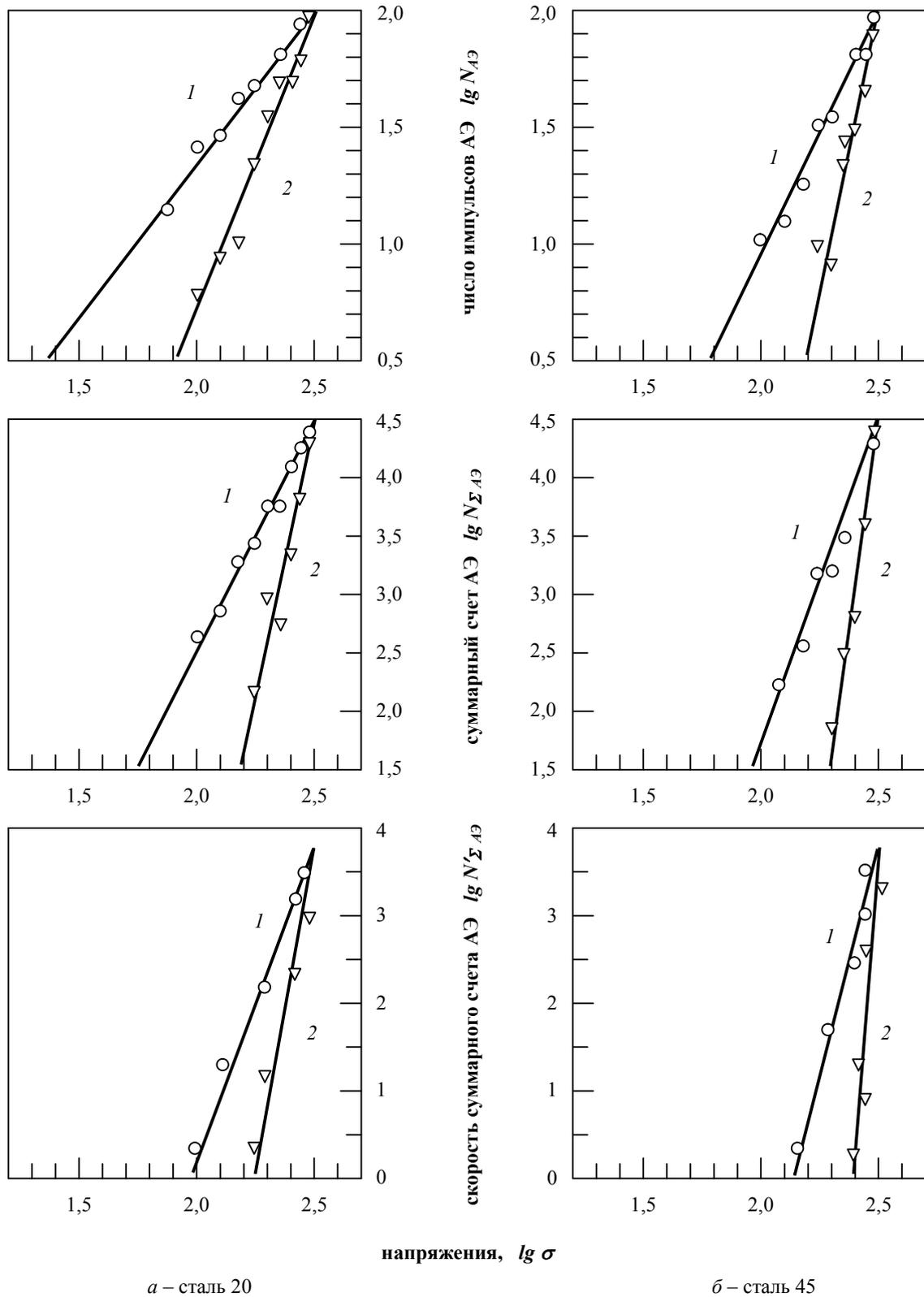


Рис. 1. Акустико-эмиссионные характеристики образцов из углеродистых сталей с различной технологической наследственностью:

1 – состояние поставки; 2 – после УЗУ

Все три приведенные АЭ характеристики исследованных материалов показывают, что значения каждого параметра АЭ, измеренные при некотором фиксированном уровне напряжения, снижаются как с увеличением содержания углерода, так и с наличием упрочняющей поверхностной обработки. Такое поведение параметров АЭ достаточно хорошо коррелирует со значениями коэффициента  $m$  диаграммы усталости для соответствующих материалов и видов их обработки: чем выше уровень параметра АЭ для фиксированного значения напряжения, тем меньше значение коэффициента  $m$ .

Установленная связь параметров АЭ с коэффициентом  $m$  диаграммы усталости углеродистых сталей с различной технологической наследственностью дает возможность оценивать техническое состояние материала по значению характерного параметра АЭ при нагружении материала до некоторого напряжения, близкого к пределу текучести. Для установления количественной связи параметров АЭ с параметрами сопротивления усталости необходимы дальнейшие исследования. Представляет научный и практический интерес исследование связи параметров АЭ конкретных изделий с их прочностными характеристиками, что способствует как решению задач теории усталостного разрушения конструкционных материалов, так и разработке простых методик более точных расчетов их прочностных характеристик. Таким образом, для обеспечения заданного ресурса изделия в целом создается возможность идентифицировать неразрушающим методом АЭ составляющие его элементы, имеющие низкие значения характеристик сопротивления усталости, и не допустить их к эксплуатации без соответствующего упрочнения.

#### Выводы

1. Показано, что показатель степени  $m$ , характеризующий механизм усталостного разрушения, принимает дискретные значения в зависимости от содержания углерода в материале и вида технологической наследственности.

2. Показано, что коэффициент  $m$  диаграммы усталости углеродистых сталей с различной технологической наследственностью достаточно хорошо коррелирует с параметрами АЭ.

3. Установлено, что АЭ характеристики имеют

специфические точки, которые могут быть использованы для определения коэффициента  $m$  ускоренным неразрушающим методом.

#### Перечень ссылок

1. Методы неразрушающих испытаний. Физические основы, практические применения, перспективы развития /Пер. с англ. под ред. Р.Шарпа. – М.: Мир, 1972. – 494 с.
2. ГОСТ 23.207-78 Сопротивление усталости. Основные термины, определения и обозначения – М.: Изд-во стандартов, 1978. – 48 с.
3. Беженев С.А. Некоторые аспекты теории усталостного разрушения металлических материалов /Deformation & Fracture of materials – DFM2006: Book of articles, ed. by Yu.K.Kovneristiy et al. – Moscow: Interkontakt Nauka, 2006. – С. 58-61.
4. Беженев С.А. Сравнительный анализ кинетики деформирования сплава никеля в процессе монотонного нагружения и роста усталостной трещины // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів (серія), вип. 8: Неруйнівний контроль та діагностика неоднорідних об'єктів; Зб. наук. праць. – Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка НАН України, 2003. – С. 48-52.
5. Беженев С.О. Методика дослідження поверхневого шару конструкційних матеріалів методом акустичної емісії //Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 1999. – № 1. – С.16-19.
6. Беженев С.А., Беженев А.И., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н. К вопросу оценки характеристик сопротивления усталости конструкционных материалов //Вестник двигателестроения. – 2004. – № 4. – С. 66-71.
7. Беженев С.А., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н., Беженев А.И. Методологические аспекты оценки характеристик сопротивления усталости малолегированных конструкционных сталей // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 2. – С. 49-53.

Поступила в редакцию 27.06.2007

*В роботі наведено результати дослідження зв'язку між параметрами характеристик опору втомі вуглецевих сталей, що мають різну технологічну спадковість, та параметрами акустичної емісії (АЕ). Встановлено, що АЕ характеристики мають специфічні точки, які можуть бути використані для визначення коефіцієнта  $m$  діаграми втомі при-скореним неруйнівним методом.*

*The results of investigation of the correlation between the fatigue fracture parameters of the specimens made of structural steels having various processing inheritance and the acoustic emission (AE) parameters have been presented. It has been determined that the AE characteristics have the specific points can be used for defining the ratio  $m$  of the fatigue diagram via rapid non-destructive method.*

УДК 669-41:669.14.218.296:621.763

С. Б. Беликов, С. И. Гоменюк, С. Н. Гребенюк, А. С. Лавренко,  
В. Е. Ольшанецкий, А. М. Потапов

## ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ ЛИСТОВОГО ЛИНЕЙНОАРМИРОВАННОГО МЕТАЛЛОКОМПОЗИТА Ti-Nb

С использованием метода конечных элементов определены температурные деформации в консольных титановых пластинах с различными схемами однослойного линейного армирования матрицы ниобиевыми волокнами относительно заданного направления.

Ряд ответственных деталей ракетных двигателей современной аэрокосмической техники (например, внутренние упрочняющие оболочки медных камер сгорания, конические тонкостенные насадки сопловых блоков), как показали наши исследования [1,2], целесообразно изготавливать из жаропрочных металлокомпозиций со слоистой или волокнистой структурой. При работе двигателя такие детали разогреваются и испытывают нагрузки, приводящие к локальным упругим и упруго-пластическим деформациям компонентов, составляющих композицию.

Исходя из нашего и мирового опыта, одним из перспективных материалов для использования в аэрокосмической технике являются металлокомпозиции системы титан-ниобий. В процессе конструкторских разработок с применением такого рода материалов неизбежно возникает необходимость предварительного анализа температурных деформаций и напряжений, возникающих в компонентах композиции, и установление температурных интервалов их упругого и упруго-пластического поведения.

Цель данной работы заключалась в разработке расчетного метода, позволяющего оценивать напряженно-деформированное состояние в листовом волокнистом композиционном материале с титановой матрицей и одно направленными ниобиевыми волокнами, который представляет интерес для специалистов, работающих в области создания новых образцов ракетно-космической техники.

Решения задач механики металлокомпозиций встречаются значительные математические трудности, связанные с необходимостью учета анизотропных свойств таких материалов. Это ограничивает применение аналитических методов решения. Одним из наиболее эффективных численных методов, позволяющих рассчитывать конструкции сложной конфигурации является метод конечных элементов (МКЭ).

Напряжения, обусловленные перемещениями и

температурой, для композиционного материала могут быть записаны в виде [3]:

$$\sigma^{ij} = \sigma_{(y)}^{ij} - \sigma_{(T)}^{ij}, \quad (3)$$

где  $\sigma_{(y)}^{ij} = C^{ijkl} \varepsilon_{kl}$  – упругая составляющая тензора напряжений,

$\sigma_{(T)}^{ij} = C^{ijkl} \alpha_{kl} \Delta T$  – температурная составляющая тензора напряжений,

$\varepsilon_{kl}$  – компоненты тензора деформаций,

$\Delta T$  – изменение температуры,

$\alpha_{kl}$  – коэффициенты температурного расширения.

Коэффициенты температурного расширения анизотропных материалов образуют тензор второго ранга

$$\begin{Bmatrix} \alpha_{11'} & \alpha_{12'} & \alpha_{13'} \\ \alpha_{21'} & \alpha_{22'} & \alpha_{23'} \\ \alpha_{31'} & \alpha_{32'} & \alpha_{33'} \end{Bmatrix}. \quad (2)$$

В системе координат армирования (рис. 1) этот тензор определяется тремя главными коэффициентами температурного расширения  $\alpha_{11}$ ,  $\alpha_{22}$ ,  $\alpha_{33}$  и имеет вид

$$\begin{Bmatrix} \alpha_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_{33} \end{Bmatrix}. \quad (3)$$

Зависимость между компонентами тензоров (2) и (3) запишется следующим образом:

$$\alpha_{i'j'} = \alpha_{ij} b_{i'i} b_{j'j}, \quad (4)$$

здесь  $b_{i'i}$  – компоненты матрицы преобразования систем координат.

Коэффициент температурного расширения

$\alpha_{11}$  волокнистого однонаправленно армированного композиционного материала вдоль оси волокон (продольный коэффициент температурного расширения) определяется по формуле [4]:

$$\alpha_{11} = \alpha_m - (\alpha_m - \alpha_f)[((1 - \mu_m)E_f V_f - (1 - \mu_f)(E_{11} - V_m E_m)) / ((\mu_m - \mu_f)E_{11})], \quad (5)$$

где  $\alpha_m$  – коэффициент температурного расширения материала матрицы;

$\alpha_f$  – коэффициент температурного расширения материала волокон;

$E_m$  – модуль упругости материала матрицы;

$E_f$  – модуль упругости материала волокон;

$\mu_m$  – коэффициент Пуассона материала матрицы;

$\mu_f$  – коэффициент Пуассона материала волокон;

$V_m$  – объемная доля матрицы;

$V_f$  – объемная доля волокон;

$E_{11} = E_f V_f + E_m V_m$  – продольный модуль упругости.

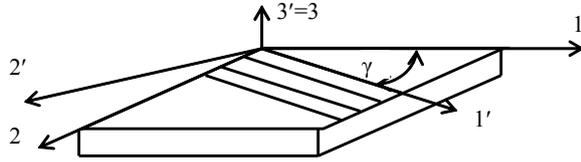


Рис. 1. Элемент композита в системе координат армирования и местной системе координат

Коэффициенты температурного расширения  $\alpha_{22}$  и  $\alpha_{33}$  однонаправленного композиционного материала перпендикулярно оси волокон определяются соотношением [2]

$$\alpha_{22} = \alpha_{33} = \alpha_m + (\alpha_m - \alpha_{11})\mu_{12} - (\alpha_m - \alpha_f)(1 + \mu_f)[(\mu_m - \mu_{12}) / (\mu_m - \mu_f)], \quad (6)$$

Здесь  $\mu_{12} = \mu_f V_f + \mu_m V_m$  – коэффициент Пуассона.

Рассмотрим традиционный подход построения разрешающих уравнений МКЭ на основе вариации полной потенциальной энергии системы

$$\delta\Pi = \delta W - \delta A. \quad (7)$$

Запишем вариацию энергии упругой деформации в виде

$$\delta W = \iiint_V \sigma^{ij} \delta \varepsilon_{ij} dv. \quad (8)$$

Вариация работы внешних сил при отсутствии объемных составляющих представляется следующим образом:

$$\delta A = \iint_S F^i \delta u_i ds. \quad (9)$$

Учитывая соотношение (1) и (9) выражение для вариации полной потенциальной энергии системы (7) запишем в виде

$$\delta\Pi = \iiint_V C^{ijkl} \varepsilon_{kl} \delta \varepsilon_{ij} dv - \iint_S F^i \delta u_i ds - \iiint_V C^{ijkl} \alpha_{kl} T \delta \varepsilon_{ij} dv. \quad (10)$$

Для построения разрешающих уравнений воспользуемся вариационным принципом Лагранжа, согласно которому

$$\delta\Pi = 0. \quad (11)$$

Первое слагаемое в выражении (10) служит основой формирования матрицы жесткости конечного элемента  $[K^{ph}]$ . Тогда его можно переписать в виде

$$\iiint_V C^{ijkl} \varepsilon_{kl} \delta \varepsilon_{ij} dv = K^{ph} u_p \delta u_h. \quad (12)$$

Второе слагаемое представляет собой вектор дополнительной температурной нагрузки

$$\iiint_V C^{ijkl} \alpha_{kl} T \delta \varepsilon_{ij} dv = Q^h \delta u_h. \quad (13)$$

Отметим, что и последнее слагаемое в выражении (10) также является вектором силовых нагрузок

$$\iint_S F^i \delta u_i ds = P^h \delta u_h. \quad (14)$$

Принимая во внимание соотношения (12), (13) и (14), выражение (11) можно записать в следующем виде:

$$[K^{ph} u_p - Q^h - P^h] \delta u_h = 0. \quad (15)$$

Поскольку вариация перемещений не равна нулю, ему должно быть равно выражение в скобках, представляющее собой систему разрешающих уравнений термоупругости для композиционного материала:

$$K^{ph} u_p = Q^h + P^h. \quad (16)$$

Размеры плиты: ширина –  $a = 0,1$  м, длина –  $b = 0,22$  м, толщина –  $t = 0,01$  м. Физические постоянные ниобиевых волокон приняты следующими [5]: модуль упругости  $E_f = 103$  ГПа, коэффициент Пуассона  $\mu_f = 0,3$ ; для материала матрицы: модуль упругости  $E_m = 116$  ГПа,  $\mu_m = 0,32$ . Диаметр волокон  $d_f = 3 \times 10^{-4}$  м, частота армирования  $i_f = 30000$  волокон/м. Коэффициенты температурного расширения  $\alpha_f = 8,42 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1}$ ,  $\alpha_m = 5,5 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1}$ . Изменение температуры  $\Delta T = 600$  К.

Распределение перемещений в пластине при различных углах армирования  $\varphi$  в направлении ее длины представлены на рис. 3-7.

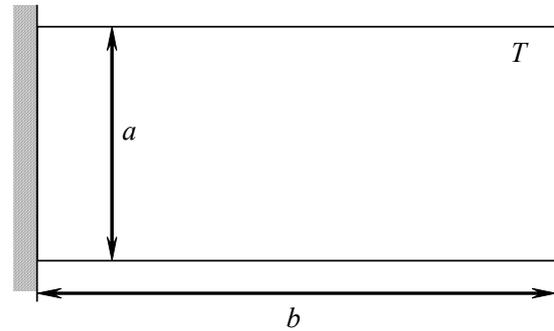


Рис. 2. Консольная пластина

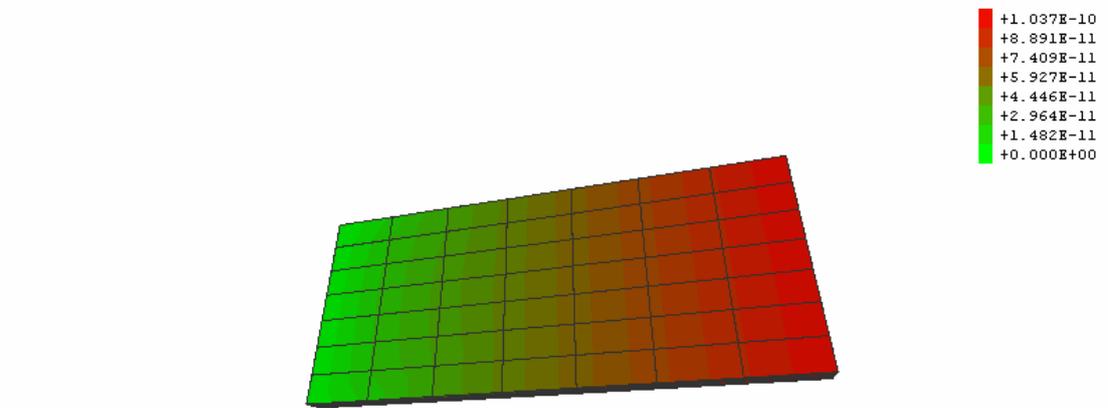


Рис. 3. Перемещение в направлении длины образца при  $\varphi = 0^\circ$

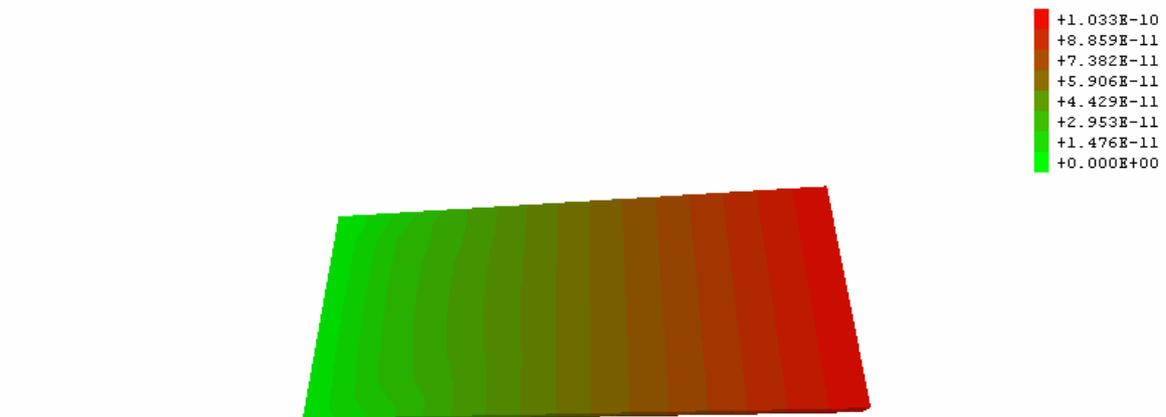
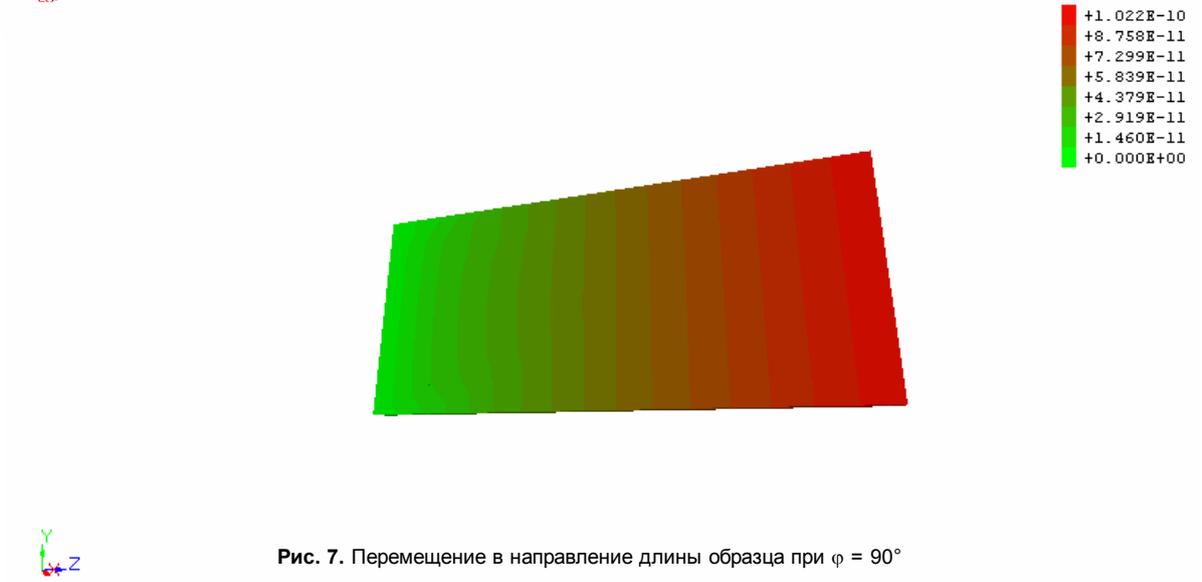
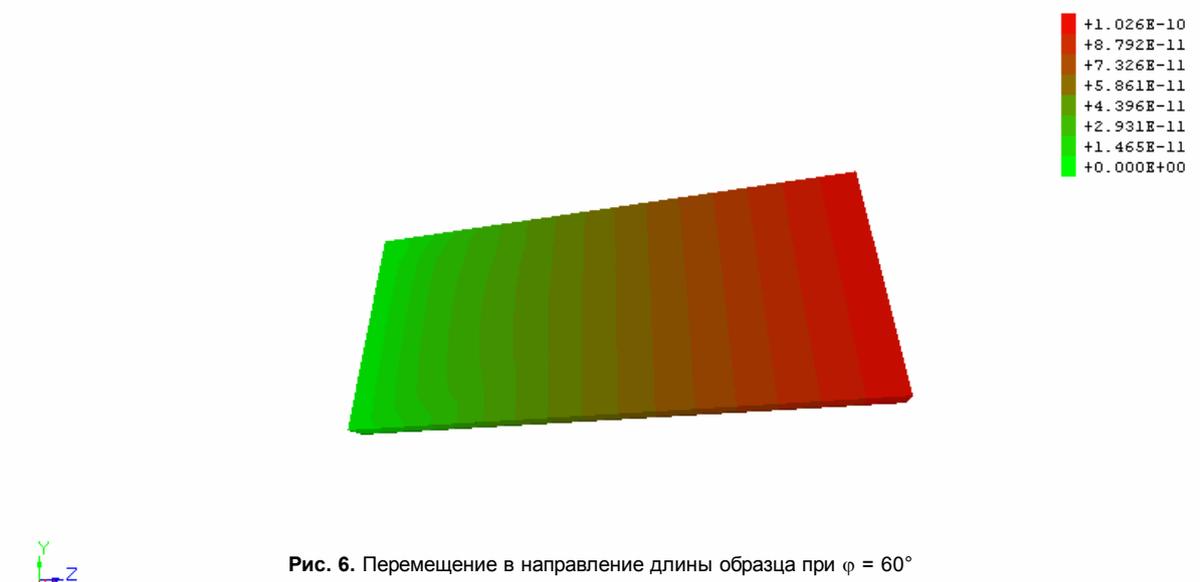
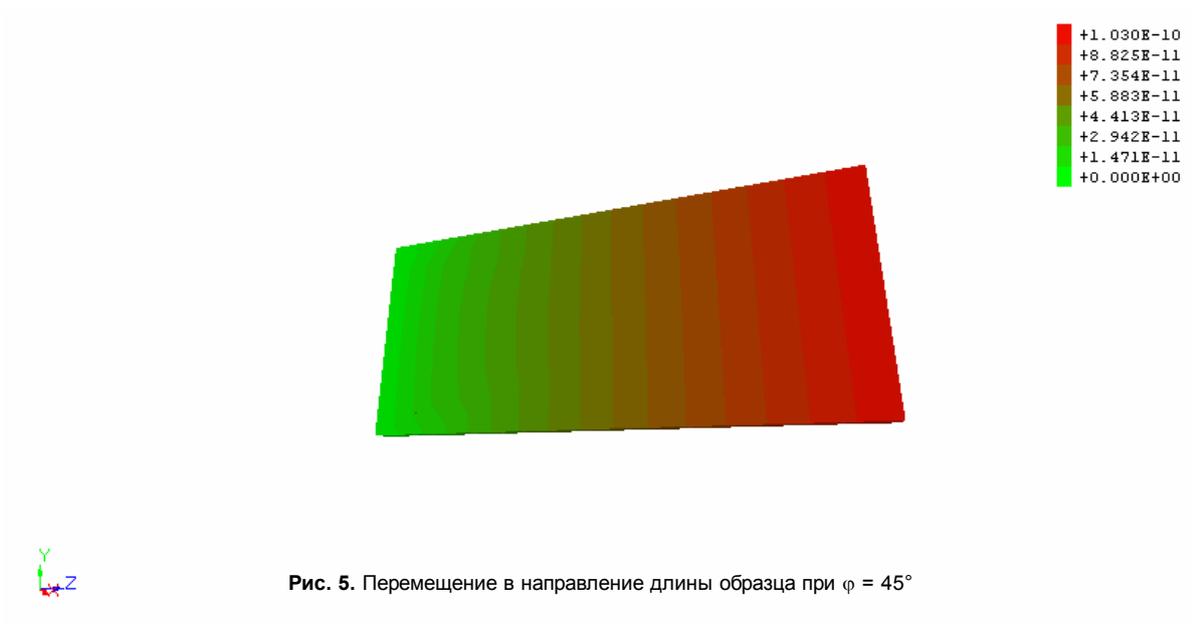


Рис. 4. Перемещение в направлении длины образца при  $\varphi = 30^\circ$



Таким образом, максимальные деформации достигаются при угле армирования  $\varphi = 0^\circ$ , а минимальные при  $\varphi = 90^\circ$ . Анизотропия свойств проявляется несущественно ввиду того, что упругие характеристики ниобия и титана различаются незначительно.

### Перечень ссылок

1. Ольшанецкий В.Е., Шнякин В.Н. Исследование технологии получения листовых жаропрочных металлокомпозитов методом импульсной сварки // *Металловедение и термическая обработка*. – 2001. – № 10. – С. 9-13.
2. Коваль А.Д., Ольшанецкий В.Е., Виниченко В.С. Новые жаропрочные металлокомпозиты для сопловых блоков реактивных двигателей «Технологические системы». –2001. –3 (а). – С. 21-25.
3. Киричевский В.В., Сахаров А.С. Нелинейные задачи термомеханики конструкций из слабосжимаемых эластомеров. – Киев: Будівельник, 1992. – 216 с.
4. Метод конечных элементов в вычислительном комплексе «МІРЕЛА+». Киричевский В.В., Догняк Б.М., Козуб Ю.Г., Гоменюк С.И., Киричевский Р.В., Гребенюк С.Н. – К.: Наук. думка, 2005. – 416 с.
5. Композиционные материалы. Справочник // Под общ. ред. Д.М. Карпиноса. – К.: Наук. думка, 1985. – 592 с.

*Поступила в редакцию 14.05.2007*

*З використанням методу скінчених елементів визначені температурні деформації у консольних титанових пластинах з різними схемами одношарового лінійного армування матриці ніобієвими волокнами відносно заданого напрямку.*

*With the use of method of eventual elements temperature deformations are definite in cantilever titanic plates with different types of single-layer linear reinforcement of matrix by the niobium fibres of the relatively set direction.*

УДК 669.721.5

*В. А. Шаломеев, Э. И. Цивирко, Н. А. Лысенко, В. В. Лукинов, В. В. Клочихин*

## МЕХАНИЧЕСКИЕ И СПЕЦИАЛЬНЫЕ СВОЙСТВА ЖАРОСТОЙКОГО МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-10 СО СКАНДИЕМ

*Изучено влияние скандия на структуру и свойства магниевого сплава Мл-10. Определены оптимальные содержания скандия, обеспечивающие высокие механические и специальные свойства магниевому сплаву.*

Со все возрастающим усложнением и ужесточением условий эксплуатации современной техники чрезвычайно актуальной является проблема создания материалов, обеспечивающих высокий комплекс механических и специальных свойств. Данная задача может решаться разработкой новых материалов или улучшением имеющихся, что наиболее рационально. Одним из перспективных направлений повышения свойств литых магниевых сплавов является их модифицирование, позволяющее совершенствовать структуру сплавов для достижения требуемых свойств [1]. Наиболее перспективным для достижения поставленной цели является модифицирование магниевых сплавов металлами группы РЗМ, в частности скандием [2].

Изучали влияние скандия на комплекс механических свойств и жаропрочность магниевого сплава МЛ-10.

Магниевый сплав МЛ-10 выплавляли в газовых печах по серийной технологии. По готовности сплава, порционно отбирали ковшем расплав, в который вводили возрастающие присадки 10 % Mg-Sc лигатуры и заливали стандартные образцы для механических испытаний в песчано-глинистую форму.

Химический состав исследуемых сплавов после различных вариантов фракционного отбора удовлетворял требованиям ГОСТ 2856-79 [3] и по содержанию основных элементов находился примерно на одном уровне. Термическую обработку образцов проводили по режиму Т6 (закалка –  $415 \pm 5$  °С; старение  $200 \pm 5$  °С).

Микроструктура серийного сплава МЛ-10 представляла собой  $\delta$ -твердый раствор с располагающейся по границам зерен в виде пленочных выделений интерметаллидной фазы (рис. 1, а). Проведенный рентгеноструктурный анализ на дифрактометре «Дрон-3», показал, что интерметаллидная фаза представляет собой соединение  $(\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$ . Присадка 0,05 % скандия приводила к образованию пленочных пограничных выделений эвтектики  $\delta + (\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$ , количество которой возрастало с увеличением остаточного содержания скандия в металле (рис. 1, б-з).

После проведения термической обработки в структуре исследуемых сплавов наблюдалось вы-

деление эвтектоида  $\delta + (\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$  в виде областей сферической формы (рис. 1, д). В процессе термической обработки уменьшалась химическая неоднородность сплава, границы становились более четкими и тонкими.

С повышением концентрации скандия в сплаве наблюдалось увеличение размеров выделений эвтектоида  $\delta + (\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$  (рис. 1, е-з). Так, при введении в расплав более 0,7 % Sc размеры эвтектоидных областей увеличивались примерно в 4 раза в сравнении со стандартным сплавом.

Анализируя структурные параметры исследуемых сплавов, получили зависимость изменения величины микроструктуры (табл. 1). При этом, увеличение присадок скандия до 0,3 % приводило к некоторому измельчению зерен. Дальнейшее повышение содержания модификатора (до 1,0 %) обуславливало их увеличение до 160 мкм.

Следует отметить, что введение модификатора более 0,7 % приводило к образованию грубых микрорыхлот (рис. 2, а) и загрязнению сплава пленками (рис. 2, б).

Микрорентгеноспектральный анализ структурных составляющих, проводимый на электронном микроскопе «JSM-6360LA», показал, что сферические области обогащены, в основном, цирконием, неодимом и скандием (рис. 3). В отдельных участках наблюдалось повышение концентрации алюминия. Установлено, что в модифицированных сплавах содержание скандия в сферических областях выделений эвтектоида  $\delta + (\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$  в  $\sim 1,5 \dots 2,0$  раза выше, чем в  $\delta$ -твердом растворе.

Микротвердость  $\delta$ -твердого раствора стандартного сплава (до термообработки) более чем в 3 раза ниже микротвердости выделений в сферических эвтектоидных областях. После проведения термообработки наблюдалось увеличение микротвердости матрицы и снижение значений твердости эвтектоида, что свидетельствует о повышении однородности термообработанного сплава, а также об упрочнении твердого раствора мелкими частицами интерметаллидной фазы типа  $(\text{MgZr})_{12}\text{Nd}$ .

Введение скандия от 0,02% до 0,3% способствовало повышению микротвердости структурных составляющих, как в литом, так и в термообрабо-

## Конструкционные материалы

танном состоянии. В сплавах с присадками более 0,3 % Sc наблюдалось снижение микротвердости матрицы и эвтектоида (табл. 2).

**Таблица 1** – Размеры структурных составляющих в образцах из сплава МЛ-10

№ п/п	Количество модификатора Sc, %	Размер структурных составляющих, мкм		
		эвтектика типа $\delta+(MgZr)_{12}Nd$	Величина микрозерна	
			до термообработки	после термообработки
1	–	10...25	30...75 (50)	40...150 (90)
2	0,02	10...29	50...100 (75)	50...100 (75)
3	0,05	10...32	35...80 (60)	25...135 (90)
4	0,07	10...40	35...75 (60)	30...130 (75)
5	0,10	15...45	35...90 (75)	25...120 (65)
6	0,30	18...45	50...125 (90)	35...100 (75)
7	0,50	20...55	75...135 (90)	50...120 (80)
8	0,70	20...70	60...125 (90)	35...150 (100)
9	1,00	40...85	70...200 (130)	60...160 (110)

*Примечание.* В скобках представлены средние значения величины зерна.

**Таблица 2** – Микротвердость образцов из сплава МЛ-10 до и после стандартной термообработки

№ п/п	Количество модификатора Sc, %	Микротвердость, HV, МПа			
		до термообработки		после термообработки	
		матрица (оси)	эвтектика $\delta+(MgZr)_{12}Nd$	матрица (оси)	эвтектика $\delta+(MgZr)_{12}Nd$
1	–	591,8...733,4 (662,6)	1821,6... 2627,6 (2224,6)	1017,3...1064,0 (1040,7)	1225,5...1354,4 (1290,0)
2	0,02	681,0...858,0 (769,5)	1891,6... 3047,3 (2469,5)	1114,1...1167,8 (1141,0)	1286,6...1469,6 (1378,1)
3	0,05	733,4...824,0 (778,7)	1891,6... 2288,9 (2090,3)	1017,3...1167,8 (1092,6)	1287,5...1504,7 (1396,1)
4	0,07	761,8...894,1 (828,0)	1781,6... 2011,7 (1896,7)	1114,1...1354,4 (1234,3)	1589,5...1891,6 (1740,6)
5	0,10	733,4...858,0 (795,7)	1781,6... 2011,7 (1896,7)	1167,8...1287,5 (1227,7)	1589,5...1891,6 (1740,6)
6	0,30	761,8...932,5 (847,2)	1781,6... 2288,9 (2035,3)	1225,5...1354,4 (1290,0)	1581,6...2627,6 (2104,6)
7	0,50	792,0...932,5 (862,3)	1781,6... 2288,9 (2035,3)	1167,8...1287,5 (1227,7)	1354,4...2011,7 (1683,1)
8	0,70	792,0...917,3 (854,7)	1817,6... 2287,3 (2050,5)	1167,8...1354,4 (1261,1)	1354,4...1426,6 (1390,5)
9	1,00	612,4...761,8 (687,1)	1891,6... 2011,7 (1951,7)	1167,8...1287,5 (1227,7)	1354,4...1426,6 (1390,5)

*Примечание.* В скобках представлены средние значения микротвердости.



а



б



в



е



г



ж



з



и

**Рис. 1.** Микроструктура сплава Мл-10 до термообработки (а, б, в, г) и после (д, е, ж, з),  $\times 500$ :  
а, д – без присадки Sc; б, е – с присадкой 0,05 % Sc; в, ж – с присадкой 0,5 % Sc; г, з – с присадкой 1,0 % Sc



Рис. 2. Грубые микрорыхлоты (а) и пленки (б) в образцах из сплава МЛ-10 с присадкой 0,7.....1,0 % Sc,  $\times 100$



№ точки	Массовая доля элементов, % *						Всего, %
	Mg	Al	Si	Sc	Zr	Nd	
007	97,39	–	0,1	0,39	0,1	2,02	100
008	93,07	0,45	0,08	0,57	1,83	4	100
009	92,36	–	0,17	0,54	4,03	2,9	100
010	96,1	–	0,17	0,24	0,53	2,96	100

\* – данные носят оценочный характер

Рис. 3. Микрорентгеноспектральный анализ структурных составляющих сплава Мл-10 с присадкой 0,5 % Sc

Механические и жаропрочные свойства в исследуемых сплавах определяли на термически обработанных образцах. Результаты испытаний представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Механические и жаропрочные свойства сплава МЛ-10 ( $T_{исп.} = 150/250$  °С,  $\sigma = 80$  МПа)

Усл. № образца	Количество модификатора (Sc), %	Механические свойства			Длительная прочность, $\tau_p$ , час.
		$T_{исп.}$ , °С	$\sigma_{вс}$ , МПа	$\delta$ , %	
1	–	20	235,0	3,6	1252/26
2	0,02	20	252,0	4,1	1252/52
3	0,05	20	245,0	6,3	1252/48
4	0,07	20	240,0	4,0	1252/64
5	0,10	20	254,0	5,6	1252/48
6	0,30	20	199,0	2,6	1252/36
7	0,50	20	235,0	4,0	1252/56
8	0,70	20	200,0	3,6	1252/31
9	1,00	20	187,0	3,3	1252/8

Примечание: Испытание образцов на длительную прочность проводили ступенчатым образом: при 150 °С, затем при 250 °С.

Присадка скандия в сплав Мл-10 0,05.....0,1 % способствовала повышению как механических, так и жаропрочных свойств. Далее наблюдалась тенденция к снижению физико-механических характеристик материала. При фрактографическом анализе разрушенных в процессе испытания образцов с присадкой 0,5 % Sc в изломах обнаружены дефекты, характерные для пленочных загрязнений с наличием грубых микрорыхлот, что и явилось причиной снижения механических и, в особенности, жаропрочных свойств.

Из вышеизложенного следует, что модифицирование сплава МЛ-10 скандием до 0,07 % способствует повышению механических и жаропрочных свойств вследствие дополнительного упрочнения, как твердого раствора, так и эвтектоида  $\delta+(MgZr)_{12}Nd$ , при некотором уменьшении величины микрочерн и увеличении значений микротвердости. Повышение микротвердости сферических областей обусловлено увеличением в них концентрации циркония и ниодима, а в сплавах, модифицированных скандием, – и скандия. Установлено, что повышение концентрации скандия в сплаве приводит к увеличению сферических областей выделения эвтектоида. Термическая обработка спо-

собствует повышению однородности сплава вследствие выравнивания распределения элементов между осями и межосными пространствами дендритов, а также дополнительного легирования матрицы за счет диффузии элементов из пограничных выделений  $(MgZr)_{12}Nd$ . Таким образом, термообработка сплава МЛ10 по стандартному режиму приводит к выравниванию свойств по сечению металла. При введении в расплав более 0,7 % скандия происходит увеличение количества микрорыхлот и загрязнение металла пленками.

#### Перечень ссылок

1. Гуляев Б. Б. Решенные и нерешенные задачи теории литейных процессов // Литейное производство. – 1990, №9, С. 2-3.
2. Д.Ф.Чернега, В.Ф.Сороченко, П.Д.Кудь, Д.Ф.Иванченко. Некоторые технологические особенности разработки скандийсодержащего модификатора для магниевых сплавов // Процессы литья. – 2002, № 1.
3. ГОСТ 2856-79. Сплавы магниевые литейные. – М.: Госстандарт СССР.

Поступила в редакцию 11.06.2007

*Вивчено вплив скандію на структуру й властивості магнієвого сплаву Мл-10. Визначені оптимальні вмісти скандію, що забезпечують високі механічні й спеціальні властивості магнієвому сплаву.*

*influence of scandium on structure and properties of magnesium alloy Мл-10 is studied. The optimum maintenances content of scandium providing high mechanical and special properties of magnesium alloy are certain.*

УДК 621.9.025.7

*А. С. Верещака, Л. Ш. Шустер, М. Ш. Мигранов, С. М. Минигалеев,  
Г. С. Фукс-Рабинович*

## КОМБИНИРОВАННЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

*Приведены результаты экспериментальных исследований износостойкости и триботехнических свойств многослойных износостойких покрытий для режущего инструмента из быстрорежущей стали, а также изменения структурно-фазовых составляющих контактных поверхностей. Установлено, что при резании в результате самоорганизации одновременно происходят следующие явления: триборасщепление (распад) тонкого поверхностного слоя, формирование стойкого аморфно-подобного защитного слоя на инструментальной поверхности.*

### Введение

Сравнительно недавно «комбинированные» покрытия стали одним из наиболее эффективных способов повышения износостойкости режущих инструментов из быстрорежущей стали. «Комбинированные» покрытия включают в себя физически осажденный слой из нитрида титана, нанесенный на предварительно азотированный субстрат из быстрорежущей стали. Режущие инструменты из быстрорежущей стали с такими покрытиями сочетают в себе высокую износостойкость поверхности (износостойкость инструмента повышается в 1,5-2 раза [1]) и достаточную прочность. Однако, покрытия, как хрупкие материалы, подвержены значительному повреждению во время приработки. Зачастую большая часть покрытия разрушается во время этой фазы износа, т.е. еще до начала нормальной стадии износа. Повреждение первоначальной поверхности часто приводит к значительному снижению износостойкости всего покрытия. По этой причине наружный слой, с высокими антифрикционными свойствами, является важным компонентом, который может быть использован для защиты всего покрытия. Определение состава и нанесение наружного слоя является одним из наиболее важных задач получения износостойких покрытий на режущих инструментах, работающих при низких и умеренных скоростях резания, а также для обработки труднообрабатываемых материалов, при которой преобладает адгезионный износ. Этого можно достичь, например, путем применения самосмазывающихся многослойных покрытий. При этом наружные слои могут иметь сложную микроструктуру, которая способствует рассеиванию энергии (например, покрытия типа TiA1N-MoS<sub>2</sub>). Одним из наиболее эффективных покрытий такого типа является многослойное покрытие на основе системы

TiA1N/WC-C с твердой смазкой, созданное компанией «Balzers». Основное преимущество такого покрытия состоит в очень низкой интенсивности приработочного изнашивания инструмента в процессе резания, что ведет к значительному повышению его износостойкости. Некоторые оксиды, такие, например, как WO<sub>3</sub>, V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>, TiO<sub>2</sub>, как было обнаружено в работе [2], имеют хорошие трибологические свойства при высоких температурах. Эти перспективные материалы, выступающие как твердые смазки при высоких температурах, можно наносить методами PVD.

Другой тип антифрикционного поверхностного слоя, успешно применявшийся для твердого покрытия, – это «Z-DOL» слой [5]. Z-DOL состоит из 0,5 % раствора перфторполиэфирной кислоты (R<sub>F</sub>-CH<sub>2</sub>OH) в фреоне 113.

**Цель работы.** Целью данной работы является изучение износостойкости и трибологических параметров режущего инструмента с «комбинированными» покрытием, дополнительно улучшенным применением антифрикционного верхнего слоя из перфторполиэфира (Z-DOL).

Некоторые характеристики слоев многослойных покрытий показаны в табл. 1.

Перфторполиэфиры нашли широкое применение в промышленности как смазочные вещества для тяжело нагруженных высокотемпературных трибосопряжений. Эти жидкости привлекательны как смазочные вещества из-за их высокой теплостойкости, низкой температуры испарения и химической инертности. Перфторполиэфир применяется как антифрикционный верхний слой на поверхности твердых покрытий. Жидкая смазка представляет собой 0,5 % раствор перфторполиэфира «Z-DOL» в фреоне 113. Перфторполиэфир имеет следующую химическую структуру: HO-CH<sub>2</sub>-CF<sub>2</sub>O-(C<sub>2</sub>F<sub>4</sub>O)<sub>6</sub>-

**Таблица 1** – Характеристики исследуемых «дуплексных» покрытий [5]

Наименование слоя	Характеристики исследуемых «дуплексных» покрытий		
	Состав и структура слоя	Микротвердость, ГПа	Толщина, мкм
Твердое покрытие TiN (КИБ)	TiN	26-28	6-8
Субстрат из быстрорежущей стали с азотированным слоем	Однофазовый с высоким содержанием нитрида мартенсита ( $\alpha$ -Fe)	11-12	30-32

(CF<sub>2</sub>O)<sub>20</sub>-CF<sub>2</sub>-CH<sub>2</sub>-OH. Пленка из перфторполиэфира наносилась путем погружения образцов с покрытиями в раствор при температуре точки кипения. Физико-химические свойства перфторполиэфира приведены в табл. 2.

**Таблица 2** – Физико – химические свойства перфторполиэфира

Свойство	Величина, единица
Молекулярная масса	2194
Плотность	1560 кг/м <sup>3</sup>
Толщина пленки	5-2500 нм
Несущая способность (макс. допуст. нагрузка)	3 ГПа
Максимальная рабочая температура	723 К

**Методика проведения исследований**

Процесс износа покрытых режущих инструментов исследовали при точении и фрезеровании стали 40Х. Режущие инструменты подвергались испытанию при резании с использованием охлаждающей жидкости 5 %-ной эмульсии и без нее. Условия проведения испытаний в процессе резания приведены в табл. 3. Выбранные условия проведения испытаний могут привести к интенсивному износу с повреждением поверхности режущего инструмента, так как известно [2], что адгезионный износ преобладает на поверхностях режущего инструмента во время резания на низких и средних скоростях. Адгезионный износ вызывается формированием «мостиков» сварки шероховатостей на поверхностях обрабатываемой детали, стружки и инструмента. Последующий разрыв этих соединений, вызываемый сдвигом, ведет к появлению микроскопических фрагментов изношенного материала инструмента.

Трибологические параметры покрытий определялись с помощью специального сконструированного прибора, описанного в [3]. Вращающийся индентор с покрытием устанавливался между дву-

**Таблица 3** – Условия проведения испытаний при резании

Обрабатываемый материал	Операция	Режимы резания					Режущий инструмент из быстрорежущей стали
		Скорость резания, м/мин	Подача	Глубина резания, мм	Ширина резания, мм	СОЖ (5%-ной эмульсия)	
Сталь 40Х	Точение	50 – 70	0,28 мм/об	1,0		+	Пластины
Сталь 40Х	Фрезерование	21	63,0 мм/мин	3,0	5,0	+	Концевые фрезы

мя отполированными образцами, изготовленными из обрабатываемой стали 40X. Чтобы смоделировать условия трения режущего инструмента, образцы нагревались электроконтактным способом в диапазоне температур от 150° до 550°С. Нормальная сжимающая сила 2400 Н обеспечивала пластическую деформацию в контактной зоне. Для оценки трибологических свойств покрытий использовалась адгезионная составляющая коэффициента трения. В основном именно этот компонент отвечает за адгезионный износ инструментов из быстрорежущей стали (когда имеют место истирание и задиры металла [3]). Величина адгезионной составляющей коэффициента трения определялась как отношение прочности  $\tau_{np}$  на срез адгезионных связей между инструментом и обрабатываемой деталью и нормальным контактным напряжением  $p_m$ , возникающим на контактирующей поверхности при температуре испытаний ( $\tau_{np}/p_m$ ).

Чтобы понять физический механизм явлений, которые имеют место на поверхности «режущий инструмент – обрабатываемая заготовка», исследовали химический и фазовый составы поверхностных слоев с помощью: ОЖЕ-электронной спектроскопии (ОЭС), анализа расширенной мелкой структуры спектров потери энергии электронов (EELFAS) и вторичной ионной масс-спектрометрии (ВИМС), с использованием спектрометра VG ESCALAB MK2. ОЖЕ-спектроскопия использовалась для анализа состава поверхности покрытия и наружной поверхности пленок, образующихся на лезвиях режущего инструмента, а также для анализа контактирующей поверхности стружки. В каждом из этих случаев были выбраны для анализа несколько секторов размером 15×15 мм. Фазовый состав поверхности фаски износа изучали с помощью ВИМС. С этой целью пучок ионов аргона диаметром в 0,5 мкм сканировали синхронно с высокоскоростной телевизионной разверткой с ускоряющим напряжением в 5,0 кэВ и давлением аргона (Ar) в  $2 \times 10^{-5}$  Па. При таких условиях скорость ионного травления не превышала 0,5 монослоя в мин. Анализ проводился в приближенном к статическому режиму. Амorfизация и тонкие структурные изменения в ближайшем атомном окружении были исследованы с помощью EELFAS-метода путем анализа расширенной тонкой структуры спектров электронов. Этот метод (в режиме отражения электронов) в настоящее время используется для точных исследований атомной структуры в тонких поверхностных слоях. По аналогии с EXAFS (рентгеновским методом определения плотности расширенной тонкой структуры), мелкая структура спектров электронов содержит информацию о структуре ближайшего атомного окружения на поверхности.

### Результаты исследований

Данные стойкостных испытаний режущих инст-

рументов приведены на рис. 1. Из рисунка видно, что наружный (антифрикционный) слой уменьшает интенсивность изнашивания инструмента на первоначальной (прирабочной) стадии износа, т.е. повреждение поверхности уменьшается и износостойкость резца значительно увеличивается.

Исследования влияния температуры на триботехнические параметры многослойных покрытий, состоящих из ФОП твердого покрытия TiN с верхним слоем из «Z-DOL» в контакте со сталью 40X, показывают (рис. 2), что эти параметры улучшаются. Однако, улучшение триботехнических параметров (уменьшение коэффициента трения) само по себе не может объяснить существенное повышение износостойкости (в 1,5-2,0 раза) режущего инструмента с многослойным покрытием (рис. 1).

Для изучения этого явления были проведены дополнительные исследования поверхности контакта режущего инструмента и обрабатываемой детали. На рис. 2, а – в представлены спектры положительных и отрицательных ионов, полученные в результате анализа химического и фазового составов покрытия TiN + ПФПЭ. Покрытие TiN дает следующие пики: Ti<sup>+</sup> (48); TiN<sup>+</sup> (62); TiO<sup>+</sup> (64 а.е.м). ПФПЭ «Z-DOL» дает следующие пики: O<sup>-</sup> (16); F<sup>-</sup> (19); CF<sub>2</sub><sup>-2</sup> (25); CF<sub>2</sub>O<sup>-2</sup> (33); F<sub>2</sub><sup>-</sup> (38 а.е.м); а.е.м. – это атомная единица массы. Состав покрытия изменяется во время резания. Пики с малой интенсивностью при 64 и 86 а.е.м. появляются после 200 секунд резания. Появление этих пиков можно объяснить триборазложением ПФПЭ и TiN с образованием оксидов титана и TiF<sub>2</sub>.

Был проведен анализ состава элементов поверхности фаски износа инструмента, выполненный с помощью ОЭС. Результаты представлены как ряд ОЖЕ-спектров, полученных с поверхности фаски износа при различной длительности резания (рис. 2).

Полученные результаты позволяют отметить, что на начальной стадии износа (стадия приработки) постепенное окисление покрытия TiN (ФОП) имеет место при высоком локальном напряжении и температурах, возникающих во время резания.

Этот процесс наблюдался в покрытиях TiN с антифрикционным слоем ПФПЭ и без него. В процессе резания происходит постепенное уменьшение содержания азота на поверхности, при этом кислород замещает азот. Значительное увеличение интенсивности ОЖЕ - линий для железа при длительном периоде резания объясняется адгезией материала детали (стали 40X) по отношению к поверхности режущего инструмента и разрушением покрытия TiN на финальной стадии изнашивания. Наблюдается выраженная корреляция между изменением износостойкости режущего инструмента и составом покрытия (рис. 1, 2). Обеднение поверхности покрытия азотом и обогащение кислородом во время перехода из прира-

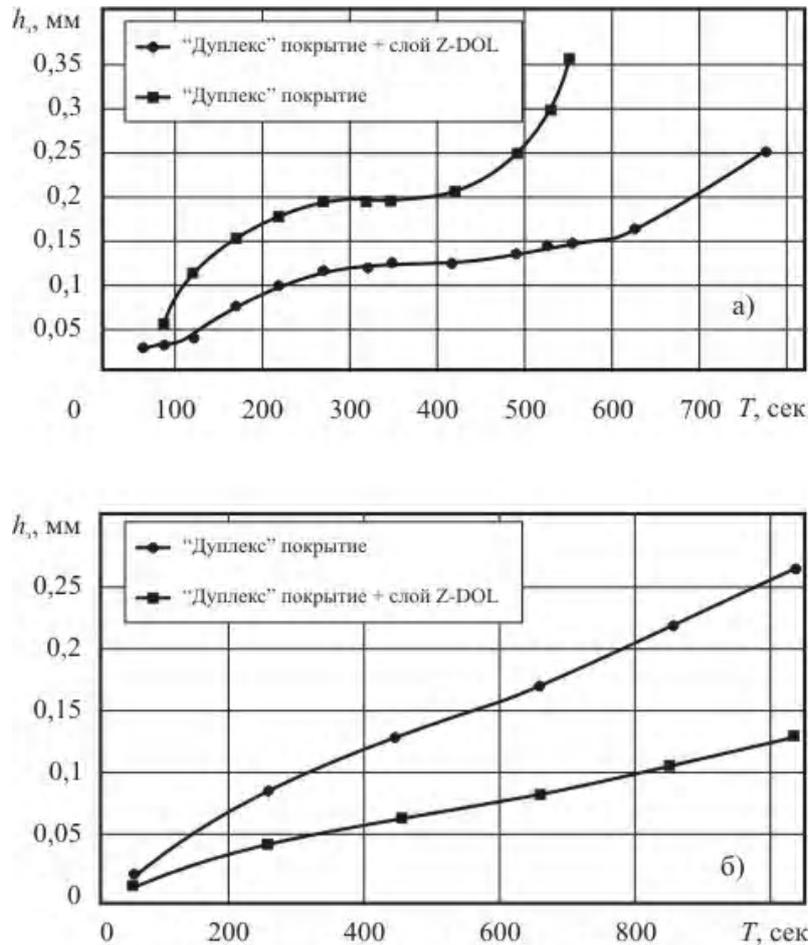


Рис. 1. Влияние времени обработки на износ инструмента по задней поверхности:

а – точение стали 40X с жидкой СОТС при  $v = 70$  м/мин;  $t = 1,0$  мм;  $S = 0,28$  мм/об; инструмент, оснащенный пластинами из быстрорежущей стали Р6М5 с «комбинированным» покрытием; б – фрезерование стали 40X концевыми фрезами из Р6М5 Ж12 мм при  $v = 21$  м/мин;  $t = 3,0$  мм;  $B = 5$  мм;  $S_m = 63$  мм/мин

боточной стадии в стадию нормального изнашивания связано с трибоокислением TiN. Предыдущие исследования показывают, что кислородосодержащее соединение, возникающее на поверхности, это неравновесный TiO-твердый раствор.

Окисление нитрида титана благоприятно воздействует на процессы трения и износа. Образование кислородосодержащего соединения на основе титана действует как экран, защищающий поверхность. Таким образом, появление кислородосодержащего соединения при переходе из приработочной в нормальную стадию изнашивания свидетельствует о самоорганизации трибосистемы «инструмент-деталь» [5].

#### Обсуждение результатов исследований

Изучаемую трибосистему (в рассматриваемом случае, трибосистему составляет «обрабатываемая деталь - режущий инструмент»), можно рассматривать, как открытую термодинамическую систе-

му, в которой происходит обмен энергией, веществом и энтропией с окружающей средой. Согласно принципам, разработанным И. Пригожиным [6], второй закон термодинамики исключает возможности образования высокоорганизованных рассеивающихся структур в открытых системах. В подобных системах изменение равновесия может превысить некоторую критическую величину, типичную для резания и процессов упорядочивания материала, после чего начнет происходить спонтанное образование рассеивающихся структур [6]. В процессах трения и изнашивания самоорганизация материалов трибосистемы происходит как реакция на внешние условия, вызываемые процессом резания, что, во многих случаях, приводит к коренным структурным изменениям в поверхностных слоях материалов. Эти изменения касаются многих характерных свойств трущихся поверхностей и близлежащих поверхностных слоев (например, геометрических параметров, микроструктуры, фи-

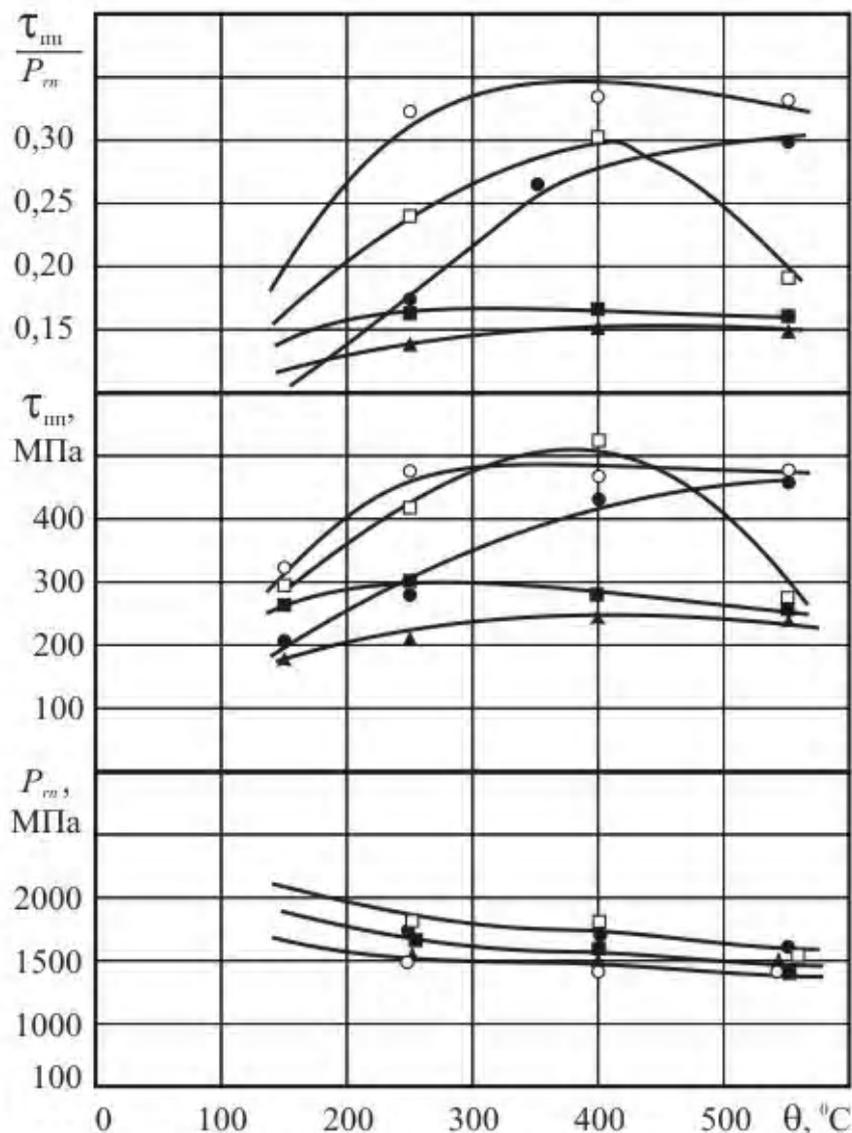


Рис. 2. Зависимость параметров трения от температуры в зоне контакта: ○ – P6M5 (без COTC); □ – P6M5 - TiN (без COTC); ● – P6M5 (с COTC); ■ – P6M5 - TiN (с COTC); ▲ – P6M5-TiN- «Z-DOL» (с COTC)

зико-химических и механических свойств и т.д.). Структурная адаптация трибосистемы заканчивается на начальной стадии изнашивания инструмента, т.е. в процессе приработочного изнашивания. Когда характеристики поверхностных слоев становятся оптимальными, приработочная фаза заканчивается; интенсивность изнашивания снижается, наступает стадия нормального изнашивания (устойчивое состояние).

В настоящем исследовании предлагается следующий механизм изнашивания покрытия (PVD) с верхним ПФПЭ - слоем.

Полимерная молекула связывается с поверхностью покрытия TiN положительно поляризованными атомами водорода в OH и CH группах. Отри-

цательно поляризованные атомы азота в соединении TiN могут быть центрами адсорбции на поверхности покрытия. Отрицательно поляризованные атомы фтора в CF группах выталкиваются назад из электронных облаков, окружающих поверхность «инструмент-деталь». Подобный процесс формирования поверхностного потенциала с ПФПЭ смазкой был предложен в работе [4]. Благодаря такому электростатическому эффекту смазка ПФПЭ уменьшает фрикционный параметр на контактирующей поверхности «инструмент-обрабатываемая заготовка» (рис. 2). В связи с этим срок службы инструмента увеличивается.

Отмеченный эффект не является единственным для понимания феномена ПФПЭ - пленки. Следует

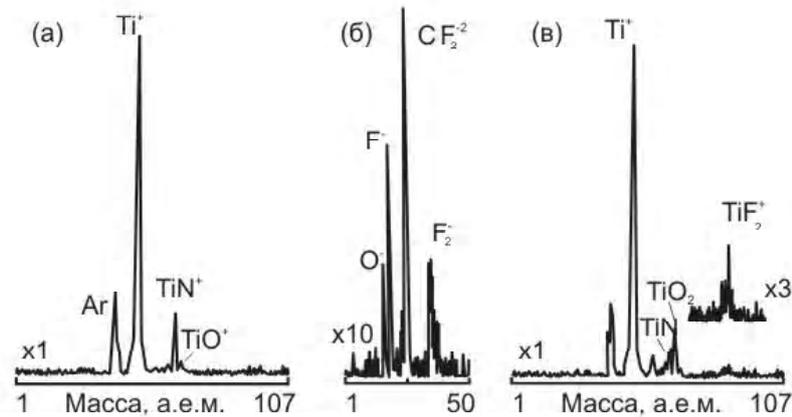


Рис. 3. ВМС-спектры покрытия TiN с «Z-DOL» антифрикционным верхним слоем:

а – спектр положительных ионов (до начала резания); б – спектр отрицательных ионов (до начала резания); в – спектр положительных ионов (после 200 секунд резания)

также принять во внимание и другие эффекты.

ПФПЭ-пленки имеют высокую способность адсорбироваться и, благодаря ее небольшой толщине (табл. 2), она также имеет высокую адгезию с нижним слоем и проникает в поверхностные поры покрытия. Поверхностная энергия смазок, содержащаяся в типичных охлаждающих жидкостях, используемых для обработки резанием, выше, чем поверхностная энергия «Z-DOL» - пленки. В результате молекулярного взаимодействия смазки и «Z-DOL» - пленки, последняя не сдвигается с поверхности режущего инструмента во время начальных стадий резания. Поверхности инструмента и детали разделяются слоем смазки, которая препятствует адгезии и интенсивному изнашиванию во время приработочной стадии эксплуатации инструмента.

Основная функция наружного антифрикционного слоя состоит в повышении способности адаптации покрытий TiN к условиям внешнего воздействия. В процессе резания слой смазки постепенно уменьшается, в результате чего происходит адсорбция ионов фтора и их взаимодействие с металлом с образованием фтористого соединения. После 200 секунд резания образуется соединение типа  $TiF_2$ . Этот процесс сопровождается окислением TiN и переходом избыточной массы азота в стружку. Такой переход азота происходит в условиях действия экстремальных температур и напряжений в зоне трения. Результатом является формирование пленок на основе оксидов титана на поверхности инструмента во время резания в виде аморфноподобной структуры. Титано-фтористые соединения могут быть более устойчивые, чем оксиды благодаря более прочным связям, образуемым с Ti-O соединениями. Оксидные и фтористые соединения с титаном обеспечивают покрытиям высокую защитную способность в условиях изнаши-

вания. Устойчивые титано-фтористые соединения, образуемые во время резания, являются, по-видимому, более важным фактором, объясняющим повышение износостойкости инструмента, чем улучшение условий трения с помощью ПФПЭ верхнего слоя.

Контроль за трением режущего инструмента в условиях адгезионного изнашивания означает локализацию всего внешнего воздействия в тонком поверхностном слое при максимальном рассеивании энергии, вырабатываемой во время трения. Большое количество каналов рассеивания энергии во время приработочной стадии изнашивания инструмента обеспечивает более высокую износостойкость режущего инструмента. Применение антифрикционного ПФПЭ-слоя препятствует интенсивному разрушению поверхности покрытия TiN вследствие антифрикционных свойств слоя и образования защитных устойчивых соединений на поверхности во время приработочной стадии изнашивания. Наконец, устойчивая стадия изнашивания начинается с небольших локальных разрушений поверхности, что также способствует повышению износо-стойкости инструмента.

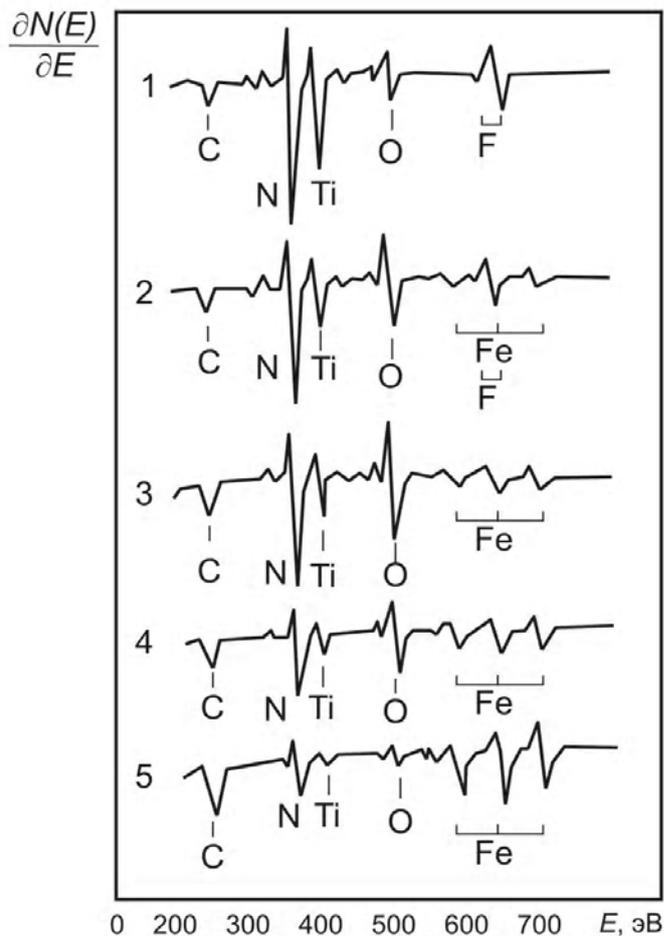


Рис. 4. ОЖЕ–спектры, полученные с поверхности режущего инструмента:

1 – покрытие TiN с «Z-DOL» антифрикционным верхним слоем до обработки резанием; 2 – после 100 с. резания; 3 – после 300 с. резания; 4 – после 500 с. резания; 5 – после 750 с. резания

### Заключение

В работе исследованы свойства и поведение при трении и изнашивании «комбинированных» покрытий, включающих термодиффузионные слои, полученные ионным азотированием в поверхностных слоях быстрорежущей стали, промежуточное покрытие TiN, сформированное при использовании фильтруемых вакуумно-дуговых процессов, верхний слой которого модифицирован с помощью ПФПЭ-пленок (перфторполиэфир). На начальной стадии изнашивания режущего инструмента из быстрорежущей стали ПФПЭ - смазка увеличивает его антифрикционную способность и значительно снижает вероятность микроразрушения контактных площадок инструмента.

В процессе резания нитридотитановое покрытие интенсивно окисляется, образуя защитный экранирующий слой. Триборазложение «Z-DOL» ведет к появлению фтористого соединения на основе титана, который может повышать защитно-эк-

ранирующую способность поверхностного слоя. Оба эффекта значительно повышают износостойкость «комбинированного» покрытия и контактных площадок быстрорежущего инструмента в целом.

Таким образом, результаты исследований позволяют утверждать, что «комбинированные» покрытия могут послужить хорошей основой для дальнейшего совершенствования режущих свойств инструмента из быстрорежущей стали.

### Перечень ссылок

1. Верещака А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков – М.: Машиностроение, 1986. – 192 с.
2. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями – М: Машиностроение, 1993. – 336 с.
3. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. – Уфа: Гилем, 1999. – 199 с.
4. G.S. Fox-Rabinovich and others. Characteristic

- features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting. /Wear. 206. – 1997у.-р. 214.
5. М.Ш. Мигранов. Интенсификация процесса металлообработки на основе использования эффекта самоорганизации при трении. /М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер // – М.: Машиностроение, 2005. – 202 с.
  6. Пригожин И. Современная термодинамика / И. Пригожин, Д. Кондипуди. – М.: Мир, 2002. – 461 с.
  7. Fox-Rabinovich and others. Nano-crystalline filtered arc deposited (FAD) TiAlN PVD coatings for high-speed machining applications /Surface and Coatings Technology 177-178 (2004) 800-811.

Поступила в редакцию 14.06.2007

*Приведено результати експериментальних досліджень зносостійкості і триботехнічних властивостей багат шарових зносостійких покриттів для різального інструменту зі швидкорізальної сталі, а також зміни структурно-фазових складів контактних поверхонь. Встановлено, що при різанні в результаті самоорганізації одночасно відбуваються наступні явища: триборозщеплення (розпад) тонкого поверхневого шару; формування стійкого аморфно-подібного захисного шару на інструментальній поверхні.*

*Results of experimental researches of wear resistance and tribotechnical properties of multilayered wear resistance coatings for the cutting tools from HSS steel, and also change of structurally-phase structures of contact surfaces are resulted. It is established, that at cutting as a result of self-organizing simultaneously there are following phenomena: tribo-disintegration of a thin superficial layer; formation of a steady is amorphous-like blanket on a tool surface.*

УДК 669.295

*Д. В. Павленко, А. В. Овчинников, А. Я. Качан, В. Г. Шевченко,  
Я. Е. Бейгельзимер, Т. П. Заика, А. В. Решетов, Р. Ю. Кулагин*

## ПРИМЕНЕНИЕ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРЫ И ГОМОГЕНИЗАЦИИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТЗ-1

*Исследовано влияние интенсивной пластической деформации методом винтовой экструзии на формирование микроструктуры и распределение легирующих элементов в титановом сплаве ВТЗ-1. Показано, что винтовой экструзией возможно эффективно получать субмикроструктурную структуру в сложнолегированных двухфазных титановых сплавах и обеспечивать выравнивание концентрации легирующих элементов в субмикроструктурном масштабе.*

Известно, что размер и морфология структурных составляющих сплавов на основе титана существенно влияет на их механические, физические и специальные свойства. С целью получения субмикроструктурной структуры и, как следствие, повышения комплекса свойств титановых сплавов, в настоящее время эффективно применяются методы интенсивной пластической деформации (ИПД) [1-3].

В публикациях имеются данные о получении в титане и сплавах на его основе ультрадисперсной структуры с размером структурных составляющих порядка 0,100 мкм или 100 нм. При этом во многих работах отмечается повышение уровня прочности в 1,5.....2,0 раза по сравнению с титаном и сплавами на его основе с типичной структурой. Титановые сплавы, имеющие в своей основе нано- или субмикроструктуру по ряду свойств качественно отличаются от промышленных титановых сплавов. Так, для технического титана ВТ1-0 и титанового сплава ВТ6 получение в них структурных составляющих размером до 100 нм позволяет повысить прочность до 2-х раз [2, 3].

На данный момент методами интенсивной пластической деформации получены и исследованы наноструктуры в низколегированных  $\alpha$ - и псевдо  $\alpha$ -титановых сплавах. Для сложнолегированных ( $\alpha+\beta$ ) и  $\beta$ -титановых сплавов, особенно для мартенситных сплавов и стареющих – интерметаллидно упрочняющихся сплавов, которые находят ши-

рокое применение в технике, технология ИПД остается практически неисследованной. Нет данных об изменении характера распределения легирующих элементов в сплаве, подвергнутом интенсивной пластической деформации. Приведенные известные данные влияния структуры на механические свойства титановых сплавов характерны для сплавов со стандартной, регламентированной структурой, в частности, размер коагулированной  $\alpha$ - и  $\beta$ - фазы составляет в среднем 10 мкм, а пластинчатая структура имеет размер  $\alpha$ -пластин около 3 мкм. Именно для сплавов с такими размерами структурных составляющих имеются данные о физических, механических и служебных свойствах.

В связи с этим, в настоящее время проблема исследования технологии формирования нано- и субмикроструктуры в сложнолегированных титановых сплавах и ее влияние на их свойства является актуальной.

Целью настоящей работы являлась оценка эффективности применения интенсивной пластической деформации методом винтовой экструзии для снижения характеристического размера структурных составляющих и гомогенизации легирующих элементов в сложнолегированном титановом сплаве ВТЗ-1.

Химический состав и механические свойства сплава приведены в табл. 1

**Таблица 1 – Химический состав и механические свойства сплава ВТЗ-1 [4]**

Химический состав (основные элементы)						Механические свойства				
Массовые части, %						$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{в}$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi_5$ , %	КСУ, кДж/м <sup>2</sup>
Ti	Al	Mo	Cr	Fe	Si					
основа	5,5-6,5	2-3	0,8-0,9	0,2-0,7	0,2-0,4	900	1140	10	25	300

Интенсивная пластическая деформация осуществлялась методом винтовой экструзии (ВЭ) [3], который состоит в том, что призматическую заготовку пропускают через матрицу с винтовым каналом постоянного поперечного сечения (рис. 1).

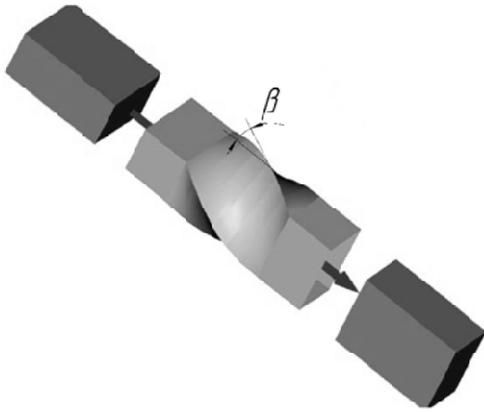


Рис. 1. Схема интенсивной пластической деформации призматических образцов методом винтовой экструзии

Угол  $\beta$  наклона винтовой линии к направлению экструзии изменяется по высоте матрицы, причем на ее начальном и конечном участках он равен нулю. Указанные особенности геометрии канала приводят к тому, что при выдавливании через него форма заготовки не изменяется, что позволяет осуществлять ее многократное прессование с целью накопления пластических деформаций. При этом происходит изменение структуры и свойств заготовки при сохранении идентичности начальной и конечной ее формы.

В работе [3] показано следующее:

- в первом приближении, в процессе ВЭ каждое материальное сечение заготовки, ортогональное ее оси, деформируется по схеме простого сдвига;
- наибольшую часть деформации за проход заготовка получает в узких зонах входа и выхода из винтового участка канала матрицы;
- минимальной деформации подвергается волокно, расположенное по оси образца, максимальной – наиболее удаленные от нее волокна;
- для заготовок прямоугольного поперечного сечения максимальное  $\varepsilon_{i \max}$  и минимальное  $\varepsilon_{i \min}$  значения эквивалентной деформации после одного прохода ВЭ можно рассчитать по формулам

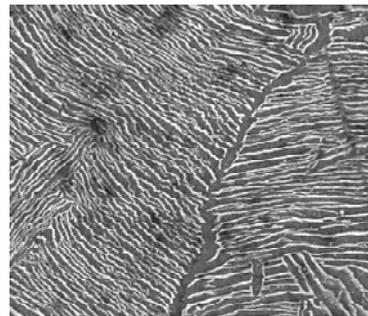
$$\begin{aligned} \varepsilon_{i \max} &= \tan \beta_{\max}, \\ \varepsilon_{i \max} &= 0,4 + 0,1 \cdot \tan \beta_{\max}, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\beta_{\max}$  – максимальное значение угла наклона винтовой линии.

ВЭ осуществлялась на установке с винтовой матрицей прямоугольного сечения (25×40 мм), с

$\beta_{\max} = 45^\circ$ . Длина образцов составляла 70 мм. С целью увеличения технологической пластичности титанового сплава, к переднему концу заготовки прикладывалось противодействие, величиной 200 МПа. Давление прессования составило 1600 МПа. В качестве смазки использовалась смесь на основе легкоплавкого стекла. Заготовки предварительно нагревали в печи сопротивления до температуры 400 °С.

Исходная заготовка имела типичную для титановых поковок сплава ВТ3-1 пластинчатую структуру, представленную зернами первичной  $\beta$ -фазы, размером 20.....40 мкм. Внутри зерен первичной  $\beta$ -фазы располагались пластины  $\alpha$ -фазы размером 2...4 мкм, между которыми имелись прослойки  $\beta$ -фазы размером около 2 мкм (рис. 2).



× 1000

Рис. 2. Исходная структура образцов из сплава ВТ3-1 (темнопольное изображение)

Структурные составляющие сплава в исходном состоянии имели значительные размерные отличия (рис. 2). Так, по границам первичных  $\beta$ -зерен присутствовала  $\alpha$ -оторочка размером 3...7 мкм, что до 2,5 раз превышает средние размеры  $\alpha$ -пластин и до 5 раз больше  $\beta$ -прослойки. Исследования распределения легирующих элементов в структурных составляющих показали, что для исходных заготовок наблюдалась существенная химическая неоднородность в структурных составляющих (рис. 3).

Повышенная концентрация  $\beta$ -стабилизирующих элементов Мо и Сг в больших количествах имела место в  $\beta$ -прослойках и практически отсутствовала в  $\alpha$ -пластинах., что является характерным для  $(\alpha+\beta)$ -сплавов с пластинчатой структурой.

В результате 1 прохода ВЭ происходит значительное изменение структуры сплава (рис. 4).

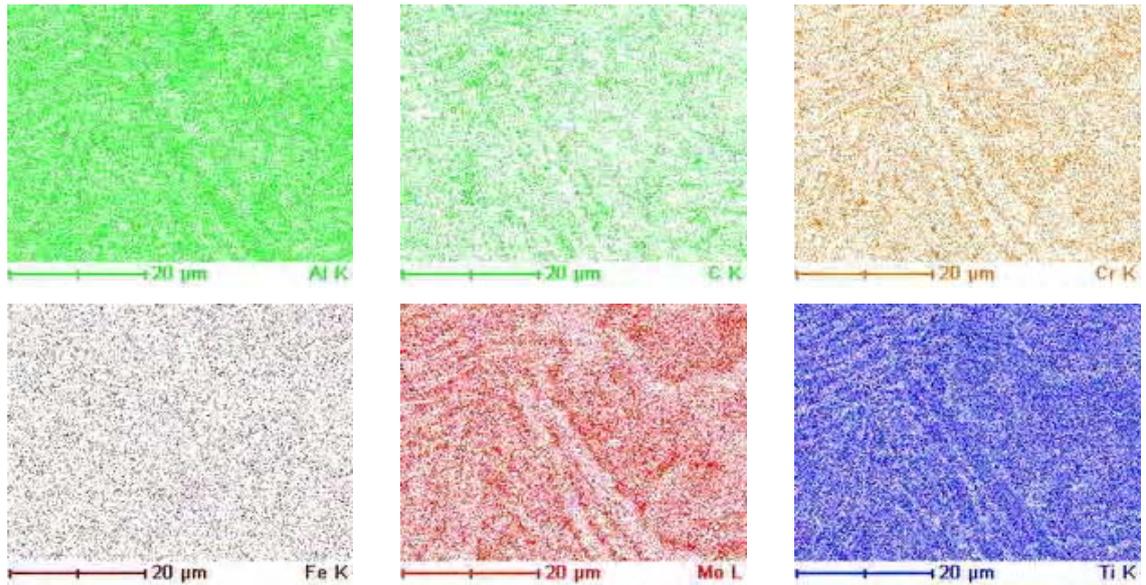
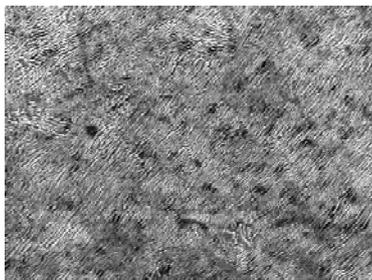


Рис. 3. Распределение легирующих элементов в структурных составляющих исходных заготовок



× 1000

В деформированном состоянии практически отсутствуют границы первичных  $\beta$ -зерен и  $\alpha$ -оторочка. Размеры  $\alpha$ -пластин, являющихся основной структурной составляющей сплава, уменьшились с 2.....4 мкм до 0,2 мкм (200 нм – субструктурный размер). Пропорциональное уменьшение размера наблюдается и для прослойки  $\beta$ - фазы. Анализ распределения легирующих элементов показал уменьшение концентрационной неоднородности в структуре субмикроструктурных размеров (рис. 5).

Рис. 4. Фрагмент структуры сплава ВТ3-1 после интенсивной пластической деформации методом винтовой экструзии (темнопольное изображение)

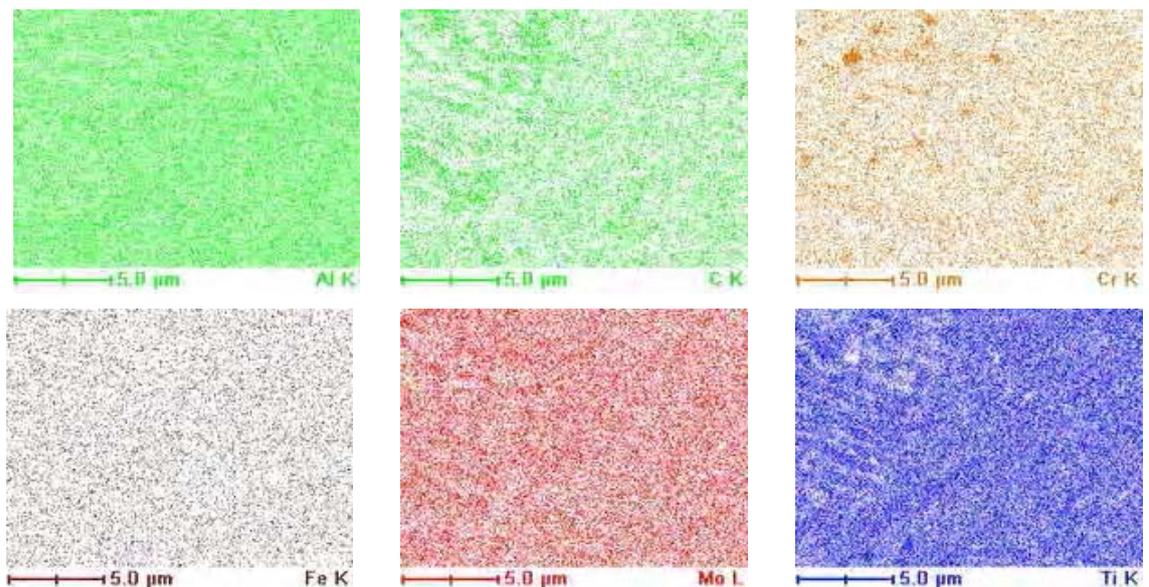


Рис. 5. Распределение легирующих элементов в сплаве ВТ3-1 после ИПД методом винтовой экструзии

На основании анализа результатов исследований можно сделать выводы, что при интенсивной пластической деформации сложнолегированных титановых сплавов методом винтовой экструзии происходит интенсивное дробление зерен, сопровождающееся увеличением протяженности высокоугловых границ, а также наблюдается более равномерное, по сравнению со сплавом в исходном состоянии, распределение легирующих элементов.

**Перечень ссылок**

1. Гусев А.И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 416 с.
2. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктур-

ные материалы, полученные методом интенсивной пластической деформации. – М.: Логос, 2000. – 272 с.

3. Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков С.Г. Винтовая экструзия – процесс накопления деформации. – Донецк: Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.
4. Чечулин Б. Б., Ушков С. С., Разуваев И. Н. и др. Титановые сплавы в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1977. – 247 с.

*Поступила в редакцию 9.07.2007*

*Досліджено вплив інтенсивної пластичної деформації методом гвинтовий екструзії на формування мікроструктури та розподіл легуючих елементів у титановому сплаві BT3-1. Показано, що гвинтовою екструзією можливо ефективно одержувати субмікрористаличну структуру в сложнолегованих двофазних титанових сплавах і забезпечувати вирівнювання концентрації легуючих елементів у субмікрористаличному масштабі.*

*Influence of intensive plastic deformation by a method screw extrusion on formation of a microstructure and distribution of alloying elements in titanic alloy BT3-1 is investigated. It is shown, that screw extrusion probably effectively to receive submicrocrystalline structure in complicated alloyed biphase titanic alloys and to provide alignment of concentration of alloying elements in submicrocrystalline scale.*

УДК 669.018.582, 621.3.045.7, 629.7.017.26

Т. В. Гуляева, А. Е. Коломоец, В. И. Гуляев, Н. В. Брехаря

## ПОЛУЧЕНИЕ МАГНИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ, НЕОБХОДИМЫХ ДЛЯ МАГНИТНЫХ ДЕМПФЕРОВ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ

*В статье рассматривается конструкция магнитного демпфера для устранения проблемы возникновения резонанса, приводящего к вибрации вала на больших оборотах, а также предлагаются магнитные материалы, наиболее подходящие для данной конструкции.*

### Введение

При проведении испытаний по колесу вентилятора двигателя Д-436Т1 возникали повышенные вибрации двигателя вследствие резонансных колебаний вала вентилятора. Эти колебания вызывали изгиб вала вентилятора и касание его о статорные и роторные детали компрессора низкого давления.

Для решения возникшей проблемы была разработана конструкция вала вентилятора с магнитным демпфером [1-3]. Схема также имела задачу по отработке возможности применения такого вида демпфера дополнительной опоры для длинных валов авиадвигателей. Такая конструкция опоры не требует традиционного подвода смазки для охлаждения подшипника и лишена типичных недостатков межвалных опор (проскальзывания, сложность подвода и слива смазки, сложность сборки и обеспечения специальных требований для подшипника).

При разработке конструкции магнитного демпфера возникла проблема выбора магнитного материала. Для этого была выбрана система Sm-Co с известными характеристиками. Однако, дороговизна Sm, большие энергетические затраты для получения Co и необходимость сохранения основных характеристик достаточно долгое время не дает им достаточного широкого применения. Для удешевления таких магнитов можно использовать системы Fe-Nd-B и Fe-Nd-C [4-6]. В таблице 1 представлена сравнительная характеристика магнитов на основе систем Sm-Co, Fe-Nd-B и Fe-Nd-C ( $T_C$  – температура Кюри,  $I_S$  – спонтанная намагниченность,  $H_A$  – поле анизотропии,  $(BH)_{max}$  – максимальная магнитная энергия). Рабочие температуры порядка 470 К.

Проблемой является то, что на сегодняшний день не изучены до конца способы получения постоянных магнитов с высоким магнитным полем анизотропии на основе системы Fe-Nd-C, B, Cu. На данный момент идет разработка условий для получения постоянных магнитов этой системы с оптимальными магнитными свойствами.

На сегодня известно, что для получения таких магнитов необходимо: 1) легирование начального сплава незначительным количеством бора (до 0,5 % ат.) и медью (до 1,5 % ат.) [7]; 2) закалка из жидкого состояния дает возможность получить зародыши метастабильной фазы  $Nd_2Fe_{14}C$  непосредственно в продуктах закаливания (пленки) [8]; 3) спекание в высоком вакууме под давлением.

Таким образом, в работе была поставлена проблема разработки конструкции такого магнитного демпфера, которая позволяла бы в имеющихся геометрических размерах не менять технологию сборки двигателя, а также обеспечивала бы максимальную жесткость демпфера за счет подбора магнитного материала с оптимальными свойствами.

### Обсуждение результатов

На рис. 1 представлена конструкция колец ротора и статора. На рис. 2 представлена втулка с магнитами.

Вращающаяся часть магнитного демпфера (ротор) состоит из набора радиально намагниченных секторов, собранных в кольцо из немагнитной стали (ЭП 33-ВД) и установленных в обойме из магнитомягкой стали (ЭП 609-СИ) с чередованием магнитных полюсов каждой пары сегментных колец. Неподвижная часть демпфера (статор) собрана из

**Таблица 1** – Сравнительная характеристика магнитов на основе систем Sm-Co, Fe-Nd-B и Fe-Nd-C

Соединение	$T_C$ , К	$I_S$ , Т	$B_r$ , Тл	$H_A$ , МА/м	$(BH)_{max}$ , кДж/м <sup>3</sup>
SmCo <sub>5</sub>	1020	1,14	0,77	1,3	140
Nd <sub>2</sub> Fe <sub>14</sub> C	535	1,5		7,6	450
Nd <sub>2</sub> Fe <sub>14</sub> B	585	1,6		5,4	512



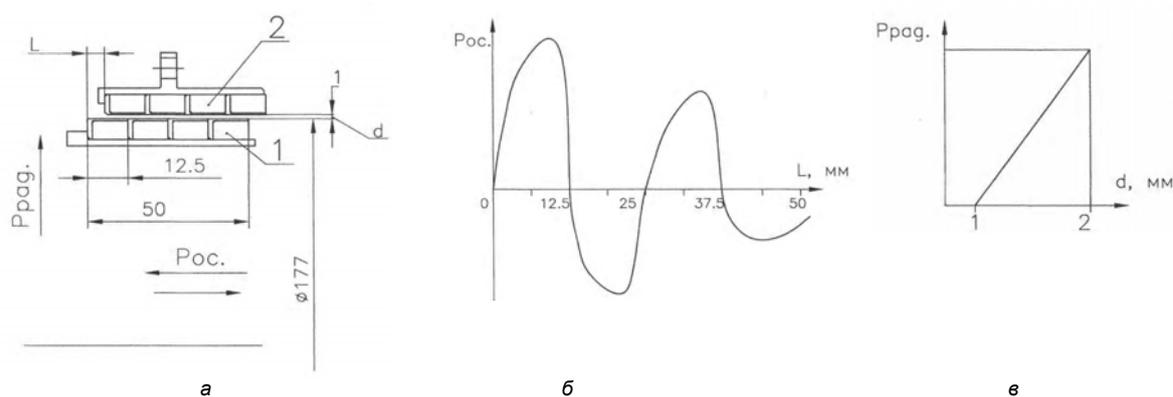


Рис. 4. Схема испытаний магнитного демпфера:

а – магнитный демпфер; б – зависимость  $P_{ос}$  (L); в – зависимость  $P_{рад}$  (d);  
1 – кольцо внутреннее; 2 – кольцо наружное

Таблица 2 – Состав полученных в работе сплавов

Сплав	Склад, % ат				
	Nd	Fe	B	C	Cu
№ 1	20	70	0,5	9,5	0
№ 2	20	69	0,5	9,5	1
№ 3	20	68,5	0,5	9,5	1,5
№ 4	38	56,4	1,1	4,5	0

Таблица 3 – Режимы спекания сплавов

	1023	1073	1123	1173	1223	1323
№ 1	+	+	+	+	+	-
№ 2	-	+	+	+(1 час)	-	-
№ 3	-	+	-	+(1 час)	-	-
№ 4	-	-	-	Отжиг (30 мин)	-	+

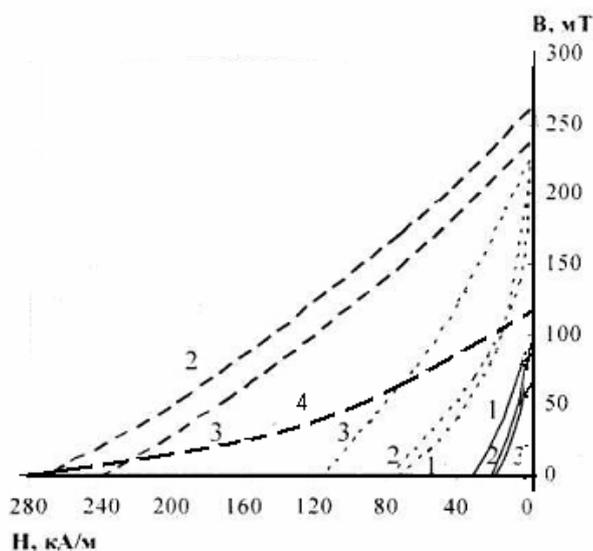


Рис. 5. Размагничивающие части петель гистерезиса изготовленных компактов:

- 1 – спекание при температуре 1023 К,  $P=10^{-3}$  атм.;
- 2 – спекание при температуре 1123 К  $P=10^{-3}$  атм.;
- 3 – спекание при температуре 1123 К  $P=10^{-5}$  атм.;
- 4 – спекание при температуре 1323 К  $P=10^{-5}$  атм.

Как видно из рисунка, после спекания при температуре 1073 К магнитные свойства компактов незначительные: коэрцитивная сила не превышает значения 70 кА/м, а остаточная индукция – 120 мТл. Повышение температуры спекания до 1173 К приводит к увеличению коэрцитивной силы и незначительному росту остаточной индукции (рис. 5). Максимальные свойства были получены в компактах, спеченных из сплава №3:  $H_c = 117$  кА/м. Как показали исследование структуры компактов, присутствие в структуре зерен магнитомягкой фазы оказывает содействие возникновению полей рассеивания; дефекты, образовавшиеся из-за низкого вакуума, гидриды, а также включения карбидов в межзеренном пространстве выступают источниками образования доменов перемагничивания, что объясняет малые значения коэрцитивной силы и остаточной индукции.

Хотя на некоторых участках компактов реализовалась направленная кристаллизация и наблюдалось повышение значения коэрцитивной силы при увеличении температуры спекания, однако, на данный момент уровень коэрцитивной силы пока недостаточен для производства высококачественных магнитов. Малые значения магнитных свойств также обусловлены малой плотностью спеченных компактов и значительной хрупкостью из-за образования при спекании гидридов и оксидов. Как известно [11], повысить плотность изготовленных компактов можно путем жидкофазного процесса спекания, т.е. в пресс-форму перед спеканием вместе с исходными сплавами необходимо прибавлять легкоплавкий наполнитель, а избежать образования гидридов возможно увеличением степени вакуума при спекании. Поэтому, для повышения магнитных характеристик, спекание исследуемых сплавов проводили при большем вакууме.

Результаты анализа структурно-фазового состояния компактов, спеченных при более высоком вакууме, показали, что процесс образования гидридов и оксидов в межзеренном пространстве предотвращается с повышением вакуума. Также наблюдается формирование четкой границы раздела основной магнитной фазы и увеличение общей ее длины, что приводит к повышению коэрцитивной силы до  $H_{ci} = 240...280$  кА/м.

### Выводы

1. Представлена конструкция вала вентилятора с магнитным демпфером, имевшая задачу по отработке возможности применения такого вида демпфера дополнительной опоры для длинных валов авиадвигателей. Такая конструкция опоры не требует традиционного подвода смазки для охлаждения подшипника и лишена типичных недостатков межвалных опор.

2. Проведен анализ магнитных материалов, которые могут быть использованы в данном демпфере,

исходя из конструктивных особенностей. Анализировались 3 системы: Sm-Co, Fe-Nd-B и Fe-Nd-C. Можно сделать вывод, что по магнитным характеристикам наиболее подходящей может быть система Fe-Nd-C.

3. Приведена схема испытаний магнитного демпфера.

4. Прорабатывались условия, необходимые для получения высокоэнергетических магнитов с оптимальными магнитными свойствами. Установлено, что для этого необходимо спекание под высоким давлением с высокой степенью эвакуации.

### Перечень ссылок

1. А. В. Барцев, В. И. Музалевский, Магнитные муфты для компрессоров природного газа//Компрессорная техника и пневматика, 14-15. – 1997. – С. 154-158.
2. А. П. Сарычев, П. А. Матвейчук, Опыт разработки, изготовления электромагнитных подшипников для нефтегазовой промышленности// Компрессорная техника и пневматика, вып. 3-4 (12-13). – 1996. – С. 107-109.
3. А. З. Шайхутдинов, А. П. Сарычев, Магнитный подвес для гибких роторов компрессоров газоперекачивающих агрегатов//Производители-потребители компрессоров и компрессорного оборудования. – 200. – С. 180-183.
4. Y. Luo, Current Status of Global NdFeB Magnet Industry//Proc. of the 18<sup>th</sup> Int. Workshop on HPMA. – Annecy (France). – 2004. – P. 28-39.
5. C. Tatam, I. Higgins, D. Kennedy, Rare earth magnets: raw materials issues// Proc. of the 18<sup>th</sup> Int. Workshop on HPMA. – Annecy (France). – 2004. – P. 15-22.
6. B. Grieb, K. Fritz, As-cast magnets based on F-Nd-C//J. Appl. Phys. – 1991. – v. 70. – P. 6447-6449.
7. Grieb B. Ternary system F-Nd-C//Z. Metallkde. – 2001. – vol. 92. – P. 172-178.
8. В. В. Виставкіна, Г. П. Брехаря, Структура та фазовий склад сплавів  $Nd_{20}Fe_{70x}Cu_xC_{9,5}B_{0,5}$ , твердіючих в умовах надшвидкісного охолодження//Труди міжнар. конф. молодих науковців з теоретичної та експериментальної фізики ЕВ-РИКА-2005. – Львів. – 2005. – С. 110-111.
9. Магнитные и магнитогидродинамические опоры//Под ред. А. И. Бертикова. – М: Энергия, 1968. – 192 с.
10. В. М. Ажажа, Г. П. Брехаря и др. Исследование структурно-фазовых превращений при спекании в закаленных сплавах системы Fe-Nd-C// Вопросы атомной науки и техники, № 4, Серия: вакуум, чистые материалы, сверхпроводимость, Вып. 16. – Харьков. – 2007. – С. 155-160.
11. Кекало И. Б., Самарин Б. А. Физическое металловедение прецизионных сплавов. Сплавы с особыми магнитными свойствами. – М.: Ме-

таллургия, 1991. – 480 с.

*Поступила в редакцию 2.07.2007*

*У статті розглядається конструкція магнітного демпфера для усунення проблеми виникнення резонансу, що призводить до вібрації вала на великих обертах, а також пропонуються магнітні матеріали, найбільш підходящі для даної конструкції.*

*Design of the magnetic air-cushion is considered in article for eliminating the problem of the arising the resonance, bring about vibrations of the gross on greater turn, as well as are offered magnetic material the most suitable for given to designs.*

## АВТОРЫ НОМЕРА

**Абдураимов А.А.**

Инженер-технолог, ОАО «Завод «Фиолент», г. Симферополь

**Аннопольская И.Е.**

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков

**Антипцев Ю.П.**

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков

**Бабенко О.Н.**

Инженер-конструктор, Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Балушок К.Б.**

Кандидат технических наук, начальник отдела, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Барабаш Я.В.**

Аспирант, Национальный технический университет Украины, «Киевский политехнический институт», г. Киев

**Беженов С.А.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

**Беженов А.И.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

**Бейгельзимер Я.Е.**

Доктор технических наук, ведущий научный сотрудник, Донецкий физико-технический институт им. А.А. Галкина НАН Украины

**Беляев А.А.**

Аспирант кафедры «Технология обработки резанием», Институт технологии изготовления и обеспечения качества, Магдебургский университет им. Отто-фон-Герике, Германия; научный сотрудник кафедры «Интегрированные технологии машиностроения им. М. Ф. Семко», Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»

**Беликов С.Б.**

Доктор технических наук, профессор, ректор Запорожского национального технического университета

**Богуслаев А.В.**

Кандидат технических наук, доцент, ведущий инженер ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Богуслаев В.А.**

Доктор технических наук, профессор, председатель правления, президент ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Брехаря Н.В.**

Днепродзержинский государственный технический университет

**Верещака А.С.**

Доктор технических наук, г. Москва

**Вишнепольский Е.В.**

Аспирант кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

**Внуков Ю.Н.**

Доктор технических наук, профессор, проректор по науке, зав. кафедрой технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

**Гликсон И.Л.**

Начальник отдела прочности, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Гоменюк С.И.**

Доктор технических наук, профессор, декан математического факультета Запорожского национального университета

**Гребенюк С.Н.**

Кандидат технических наук, доцент, зав. кафедрой математического анализа, Запорожский национальный университет

**Городинский Г.В.**

ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Гуляев В.И.**

Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро «Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Гуляева Т.В.**

Запорожский национальный университет

**Девин Л.Н.**

Доктор технических наук, профессор, зав. лаб. 18/21, Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины

**Доценко В.Н.**

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

**Дюбнер Л.Г.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология обработки резанием», Институт технологии изготовления и обеспечения качества, Магдебургский университет им. Отто-фон-Герике, Германия; профессор Национального технического университета Украины «Киевский Политехнический Институт», г. Киев

**Емец В.В.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии производства, Национальный университет, г. Днепрпетровск

**Ефименко А.В.**

Кандидат технических наук, ведущий конструктор, Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Жеманюк П.Д.**

Кандидат технических наук, технический директор, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Заика Т.П.**

Научный сотрудник, Донецкий физико-технический институт им. А.А. Галкина НАН Украины

**Каплун В.Г.**

Доктор технических наук, профессор, проректор по науке, Хмельницкий национальный университет

**Каплун П.В.**

Кандидат технических наук, кафедра износостойкости и надежности машин, Хмельницкий национальный университет

**Карась В.П.**

Начальник отдела управления главного технолога, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Карпушевский Б.**

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Технология обработки резанием», Ин-

ститут технологии изготовления и обеспечения качества, Магдебургский университет им. Отто-фон-Герике, Германия; директор Института технологии изготовления и обеспечения качества

**Качан А.Я.**

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

**Киселев Е.С.**

Доктор технических наук, профессор, кафедра «Технология машиностроения» Ульяновского государственного технического университета

**Ключихин В.В.**

Начальник лаборатории литья, Управление Главного Металлурга, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Ковальногов В.Н.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения Ульяновского государственного технического университета

**Коломоец А.Е.**

Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро «Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Коцюба В.Ю.**

Начальник цеха, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Корневский Е.Я.**

Кандидат технических наук, профессор кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

**Кудряков В.Ю.**

Аспирант, заместитель директора инженерного центра Национального авиационного университета, г. Киев

**Кулагин Р.Ю.**

Аспирант, Донецкий физико-технический институт им. А.А. Галкина НАН Украины

**Кутырев В.В.**

Кандидат технических наук, ФГУП «ЦИАМ» им. П.И. Баранова, г. Москва

**Лавренко А.С.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры охраны труда и окружающей среды, Запорожский национальный технический университет

**Лапин Н.А.**

ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Лоскутов С.В.**

Доктор физ.-мат наук, профессор кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

**Лукинов В.В.**

Инженер, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Луцкий С.В.**

Кандидат технических наук, докторант Харьковского национального автомобильного университета

**Лысенко Н.А.**

Инженер, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Майборода В.С.**

Доктор технических наук, профессор кафедры инструментального производства, Механико-машиностроительный институт, Национальный технический университет Украины «Киевский Политехнический Институт», г. Киев

**Мамлюк О.В.**

Кандидат технических наук, директор авиационного техникума, г. Киев

**Марков М.П.**

Ведущий конструктор, Государственное предприятие "Запорожское машиностроительное конструкторское бюро "Прогресс" имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Мирзаев А.А.**

Доктор технических наук, профессор, проректор по научной работе Ферганского политехнического института, г. Фергана, Республика Узбекистан

**Морозов М.П.**

Инженер-конструктор, Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро «Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Мозговой В.Ф.**

Кандидат технических наук, главный технолог, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Некрасова Л.П.**

Кандидат химических наук, зам. директора ОАО СТЭК, г. Самара

**Овчинников А.В.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры механики, Запорожский национальный технический университет

**Ольшанецкий В.Е.**

Доктор технических наук, профессор кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

**Павленко Д.В.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

**Павленко П.Н.**

Доктор технических наук, доцент, директор инженерного центра Национального авиационного университета, г. Киев

**Пахолка С.Н.**

Зам. начальника цеха, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Пащенко Е.А.**

Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

**Польникова Н.В.**

Инженер, Государственное предприятие "Запорожское машиностроительное конструкторское бюро "Прогресс" имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Попович А.Г.**

Аспирант, кафедра механики, Запорожский национальный технический университет

**Потапов А.М.**

Кандидат технических наук, начальник комплекса КБ «Южное», г. Днепропетровск

**Прилукова Ю.**

Магдебург, ФРГ

**Пухальская Г.В.**

Кандидат технических наук, доцент, докторант кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

**Равская Н.С.**

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой инструментального производства, Национальный технический университет Украины, г. Киев

**Решетов А.В.**

Кандидат технических наук, младший научный сотрудник, Донецкий физико-технический институт им. А.А. Галкина НАН Украины

**Родин П.Р.**

Доктор технических наук, профессор кафедры инструментального производства, Национальный технический университет Украины, г. Киев

**Рябченко С.В.**

Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

**Сахно А.Г.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

**Сейдаметов С.В.**

Аспирант кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

**Синяева Н.П.**

Кандидат химических наук, ведущий инженер-технолог аналитической лаборатории УГМет, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Сорока Е.Б.**

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем прочности НАН Украины им. Г.С. Писаренко, г. Киев

**Стахнив Н.Е.**

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник лаб.18/21, Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины

**Степанов И.Ю.**

Начальник бригады перспективного проектирования, Государственное предприятие «Запорожское машиностроительное конструкторское бюро «Прогресс» имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

**Степчева З.В.**

Ульяновский государственный технический университет

**Сулима А.Г.**

Младший научный сотрудник лаб.18/21, Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины

**Сынков А.С.**

Ведущий инженер, Донецкий физико-технический институт НАН Украины

**Сынков С.Г.**

Кандидат технических наук, старший научный со-

трудник, Донецкий физико-технический институт НАН Украины

**Тарелин А.А.**

Доктор технических наук, член-корреспондент НАН Украины, профессор, заместитель директора, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков

**Трейтяк В.В.**

Аспирант, младший научный сотрудник инженерного центра Национального авиационного университета, г. Киев

**Цивирко Э.И.**

Доктор технических наук, профессор кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

**Шалапка Ю.И.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры машиноведения Хмельницкий национальный университет

**Шанькин С.И.**

Главный конструктор, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

**Шаломеев В.А.**

Кандидат технических наук, доцент кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

**Шенеченко В.Г.**

Кандидат технических наук, заведующий кафедрой механики, Запорожский национальный технический университет

**Шепелев А.А.**

Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

Вісник двигунобудування №2(16)/2007  
науково-технічний журнал

Головний редактор  
Заст. гол. редактора

д-р техн. наук Ф. М. Муравченко  
д-р техн. наук О. Я. Качан  
д-р техн. наук О. І. Долматов

---

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і ВАТ «Мотор Січ»  
Комп'ютерна верстка **Н. О. Савчук**  
Коректори **О. Г. Сахно**  
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 2007 р. Папір Хегох 80 г/м<sup>2</sup>, видавнича система DocuTech-135, зам. накл.  
Надруковано видавничим комплексом ВАТ «Мотор Січ»  
Україна, 69068, Запоріжжя, вул. 8 Березня, 15, тел. (0612) 61-42-49, 61-49-55