

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

**ВЕСТНИК №1
ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ 2010**

издается
с 2002 г.

НАУЧНО–ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Выходит два раза в год

**Входит в список научных профессиональных изданий Украины,
в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ
на получение научных степеней доктора и кандидата технических наук**

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

Запорожье
ОАО «Мотор Сич»
2010 г.

Уважаемые авторы публикаций!

Журнал отражает достижения науки и техники предприятий и организаций Украины и зарубежных стран в области двигателестроения, публикует разработки ведущих специалистов и ученых, направленные на совершенствование производства и повышение качества продукции, а также статьи потенциальных 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
- Конструкционные материалы
- Стандартизация и метрология
- Экология

Шановні автори публікацій!

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

Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

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

To the attention of authors!

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

The journal covers the subjects of:

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

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № 2 от 28.09.2009 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 Б. А. Грязнов |
| д-р техн. наук С. Б. Беликов | д-р техн. наук А. Я. Мовшович |
| д-р техн. наук В. С. Кривцов | д-р техн. наук В. Е. Ольшанецкий |
| д-р техн. наук Ю. Н. Внуков | д-р техн. наук Г. А. Горбенко |
| д-р техн. наук А. Д. Коваль | д-р техн. наук С. В. Епифанов |
| д-р техн. наук Э. И. Цивирко | д-р техн. наук Н. С. Кулик |
| д-р техн. наук Л. И. Ивщенко | д-р техн. наук С. А. Дмитриев |
| канд. техн. наук П. Д. Жеманюк | д-р техн. наук Н.Ф. Дмитриченко |
| д-р техн. наук Г. А. Кривов | д-р техн. наук Ю. В. Петраков |
| д-р техн. наук В. А. Титов | канд. техн. наук В. В. Ткаченко |
| д-р техн. наук Ю. А. Ножницкий | канд. техн. наук В. Ф. Мозговой |
| д-р техн. наук Б. С. Карпинос | канд. техн. наук А. В. Богуслаев |
| | канд. техн. наук А. В. Шереметьев |

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

© ЗНТУ

© НАУ им. Жуковского «ХАИ»

© ОАО «Мотор Сич»

Члены редакционной коллегии



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



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



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



Богуслаев В.А.
д-р техн. наук



Беликов С.Б.
д-р техн. наук



Кривцов В.С.
д-р техн. наук



Жеманюк П.Д.
канд. техн. наук



Внуков Ю.Н.
д-р техн. наук



Коваль А.Д.
д-р техн. наук



Цвирко Э.И.
д-р техн. наук



Івщенко Л.І.
д-р техн. наук



Грязнов Б.А.
д-р техн. наук



Карпинос Б.С.
д-р техн. наук



Кривов Г.А.
д-р техн. наук



Дмитриченко Н.Ф.
д-р техн. наук



Мовшович А.Я.
д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е.
д-р техн. наук



Титов В.А.
д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А.
д-р техн. наук



Горбенко Г.А.
д-р техн. наук



Епифанов С.В.
д-р техн. наук



Кулик Н.С.
д-р техн. наук



Дмитриев С.А.
д-р техн. наук



Петраков Ю.В.
д-р техн. наук



Ткаченко В.В.
канд. техн. наук



Богуслаев А.В.
канд. техн. наук



Мозговой В.Ф.
канд. техн. наук



Шереметьев А.В.
канд. техн. наук

Для сведения авторов

Условия публикации:

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

Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

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

Статьи направляются в редакцию по адресу:

69063, Украина, г. Запорожье, ул. Жуковского, 64
Запорожский национальный технический университет,
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>Планковский С.И., Цегельник Е.В., Гарин В.О.</i>	
МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЙ В КАТОДНЫХ УЗЛАХ ПЛАЗМЕННОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ ОПИСАНИИ ДУГИ ОБЪЕМНЫМ ИСТОЧНИКОМ ЭНЕРГИИ	8
<i>Поддубный И.Н., Чернета О.Г., Коробочка А.Н., Ивщенко Л.И.</i>	
ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ КЛАПАНОВ МЕХАНИЗМА ГАЗОРАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ	16
<i>Дубовик Л.Г., Кондратьев А.И., Хорольский П.Г., Хитъко А.В.</i>	
ОЦЕНКА МАССОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК И ВРЕМЕНИ РАБОТЫ КОСМИЧЕСКИХ МУСОРОСБОРЩИКОВ С ЭРД, ВЫВОДИМЫХ НА ОРБИТУ РАЗЛИЧНЫМИ РАКЕТАМИ-НОСИТЕЛЯМИ	20
<i>Дронь Н.М., Дубовик Л.Г., Кондратьев А.И., Хорольский П.Г.</i>	
РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА ДЛЯ СБОРА МЕЛКОГО КОСМИЧЕСКОГО МУСОРА	24
<i>Сахно Ю.А., Сахно Е.Ю., Шевченко Я.В.</i>	
УМЕНЬШЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ИЗНОСА КОЛЕНЧАТОГО ВАЛА ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ АВТОМОБИЛЯ	29
<i>Литвин С.М., Швец І.А.</i>	
ВДОСКОНАЛЕННЯ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ РОЗРАХУНКУ РОБОЧОГО ПРОЦЕСУ ГАЗОВИХ ДВИГУНІВ З ВРАХУВАННЯМ ОСОБЛИВОСТЕЙ ГАЗОПОДІБНИХ ПАЛИВ	34
<i>Коротунова О.В., Щолокова М.О.</i>	
НЕСТАЦІОНАРНЕ НАВАНТАЖЕННЯ ЦИЛІНДРИЧНОЇ КОНСТРУКЦІЇ зі СХІДЧАСТИМ ПОПЕРЕЧНИМ ПЕРЕРІЗОМ	39

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

<i>Кондратюк Э.В., Зилихис С.Д., Гребенников М.А., Каминская Л.Л.</i>	
ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЩЕТОЧНЫХ УПЛОТНЕНИЙ ГТД	44
<i>Ефименко А.В., Польникова Н.В., Доценко В.Н.</i>	
ВЛИЯНИЕ ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ДЕМПФЕРОВ ОПОР РОТОРОВ ТУРБИН АВИАДВИГАТЕЛЕЙ И ДВИГАТЕЛЕЙ НАЗЕМНОГО ПРИМЕНЕНИЯ	50
<i>Костюк В.Е., Кирилаш Е.И., Козел Д.В., Степанова Т.В.</i>	
ЭКОНОМИЧНЫЙ МЕТОД ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ЧИСЛЕННОГО РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТОВ РАСХОДА СМЕСИТЕЛЬНЫХ ОТВЕРСТИЙ ЖАРОВОЙ ТРУБЫ	53

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

<i>Кресанов Ю.С., Богуслаев А.В., Качан А.Я., Гасик Л.И.</i>	
ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССОВ ТОЧНОЙ ШТАМПОВКИ И ХОЛОДНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ ПЕРА РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ НА КАЧЕСТВО ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ	60
<i>Кузьменко А.Г.</i>	
ОБОБЩЕННАЯ ДИАГРАММА СДАВЛИВАНИЯ ТЕЛ ДВОЯКОЙ КРИВИЗНЫ КАК ФУНКЦИЯ ТВЕРДОСТИ И ОСНОВА РЕЖИМОВ ППД	72
<i>Чесноков А.В.</i>	
РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ УГЛЕПЛАСТИКОВЫХ СТЕРЖНЕЙ НА УГЛЕВОДСОДЕРЖАЩЕМ СВЯЗУЮЩЕМ	77

<i>Качан А.Я., Богуслаев А.В., Павленко Д.В., Мозговой С.В.</i>	
ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК МОНОКОЛЕС СОВРЕМЕННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ	81
<i>Болсуновский С.А., Вермель В.Д., Губанов Г.А., Зиняев В.В.</i>	
ОЦЕНКА МАКСИМАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБАТЫВАЮЩЕГО ЦЕНТРА С ЧПУ, ОСНАЩЕННОГО ИНТЕГРИРОВАННЫМ МОТОР-ШПИНДЕЛЕМ (ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ АСПЕКТ)	91
<i>Шевченко В.Г., Попович О.Г.</i>	
МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ СКЛАДУ ПОКРИТТЯ ДЛЯ МІНІМІЗАЦІЇ В НЬОМУ ТЕМПЕРАТУРНИХ НАПРУЖЕНЬ	96
<i>Педаш А.А., Івірко Э.І.</i>	
ІЗМІЛЬЧЕННЯ СТРУКТУРИ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОХЛАЖДАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД	99
<i>Наумик В.В.</i>	
ПОЛУЧЕННЯ КАЧЕСТВЕННЫХ ОТЛИВОК ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ МЕТОДОМ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ НАПРАВЛЕННОЙ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ НА УСТАНОВКАХ ТИПА УВНК-8П	104
<i>Самойлов Ю.В., Івірко Э.І., Самойлов В.Е.</i>	
ПОВЕРХНОСТНОЕ НАТЯЖЕНИЕ, СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЛИТЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ	108
<i>Темченко А.Г., Кияновский Н.В., Бондарь Е.В., Рубаненко В.В., Котляр Д.А.</i>	
ЗАМЕНА ТРАДИЦИОННЫХ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТОЙ ШЕВРОННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ ВАЛ-ШЕСТЕРНЯ НА БАЗЕ CAD/CAM POWERSOLUTION (DELCAM)	115
<i>Пухальська Г.В., Карась Г.В., Голощапова В.В., Панченко Т.О.</i>	
ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЧАСТОТ ВЛАСНИХ КОЛІВАНЬ У ВИРОБНИЦТВІ ВІДЦЕНТРОВИХ КОЛЕС	121

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

<i>Андрисенко А.Г., Гайдук С.В., Кононов В.В., Гнатенко О.В.</i>	
ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ СООТНОШЕНИЯ ТАНТАЛА К РЕНИЮ НА СТРУКТУРНУЮ СТАБИЛЬНОСТЬ И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА ЖС-32	128
<i>Лысенко Н.А., Ключкин В.В., Івірко Э.І.</i>	
ВЛИЯНИЕ ГИП НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ЛОПАТОК ИЗ СПЛАВА ЖС26-ВИ	133
<i>Шаповалова О.М., Бабенко Е.П.</i>	
ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА НА ПРОЦЕСС НАСЫЩЕНИЯ ГАЗАМИ ТИТАНОВЫХ ПОРОШКОВ	140
<i>Шаломеев В.А., Івірко Э.І.</i>	
ВЛИЯНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ IV ПОДГРУППЫ ПЕРИОДИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ Д.И. МЕНДЕЛЕЕВА НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СПЛАВА МЛ-5	146

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

<i>Дрокин И.В.</i>	
О ВОЗМОЖНОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СРЫВНЫХ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДОВ ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКИ ДАННЫХ ВИБРОИСПЫТАНИЙ	153

Редакція журналу «Вісник двигунобудування» з глибоким сумом сповіщає, що 8 лютого 2010 року на 81-му році обірвалось життя видатного Генерального конструктора авіаційних двигунів



МУРАВЧЕНКА Федора Михайловича

Вітчизняна наука, авіабудівництво України та СНД зазнали тяжкої непоправної втрати.

Федір Михайлович Муравченко народився 18 березня 1929 року в с. Запоріжжя-Грудувате Синельниківського району Дніпропетровської області.

Усе життя цієї чудової людини пов'язане з авіацією, якій віддано більше ніж 55 років і усі вони пов'язані з одним підприємством, на котре він прийшов у далекому 1954 році, після закінчення авіамоторобудівного факультету Харківського авіаційного інституту.

Федір Михайлович Муравченко – доктор технічних наук, професор, член-кореспондент Національної академії наук України, заслужений діяч науки і техніки України, член-кореспондент Академії технологічних наук Російської Федерації, академік Інженерної академії України, академік Міжнародної Інженерної академії, віце-президент Координаційної Ради Асамблей ділових кіл України, лауреат Державної премії СРСР та Державної премії України, Герой України, повний кавалер ордена «За заслуги», нагороджений орденом Жовтневої Революції, орденом Трудового Червоного Прапору, орденом Дружби Російської Федерації, почесний громадянин Запоріжжя. За заслуги перед Українською Православною Церквою нагороджений орденом Святого Рівноапостольського князя Володимира.

Він приймав участь у створенні більш ніж 50 типів і модифікацій газотурбінних двигунів авіаційного та промислового призначення. Обґрунтував та втілив у життя концепції створення сімейства турбореактивних двигунів «5» великим ступенем двоконтурності (за окремими напрямками не мають аналогів у світовій практиці), значного зниження витрат на розробку, сертифікацію та впровадження у серійне виробництво авіадвигунів, газових турбін промислового призначення, приймав участь у створенні національної програми «Розвиток авіаційної промисловості України», автор більш ніж 200 наукових робіт та більш ніж 30 авторських свідоцтв і патентів.

Він творець: першого вітчизняного турбореактивного двигуна з високим ступенем двоконтурності Д-36, що експлуатується на літаках Ан-72, Ан-74, Ан-74ТК-300, Як-42; двигуна Д-18Т для найпотужніших в світі літаків Ан-124 «Руслан», Ан-225 «Мрія», сімейства двигунів Д-436 для літаків Ту-334, Бе-200, Ан-148; турбовального двигуна Д-136 для гелікоптера Mi-26, ефективних генераторів інертних газів для гасіння пожежі; газотурбінних приводів потужністю 4-10 МВт, якими оснащаються газоперекачувальні станції в багатьох країнах світу.

Під його керівництвом створено перший у світовій практиці гвинтовентиляторний двигун Д-27 для військово-транспортного літака Ан-70.

Авіадвигуни розробки ДП «Івченко-Прогрес» застосовуються на 57 типах літальних апаратів в 109 країнах світу.

На всіх посадах Федору Михайловичу були притаманні висока працездатність і вимогливість до себе. Він завжди, навіть у самих важких життєвих ситуаціях, займав властиву йому громадянську позицію. Йому були притаманні внутрішня стійкість, надзвичайна людяність, широта душі, доброта, яких вистачало на всіх.

Світла пам'ять про Федора Михайловича Муравченка назавжди залишиться в наших серцах.

УДК 519.63:533.9.07

Д-р техн. наук С. И. Планковский, Е. В. Цегельник, В. О. Гарин

Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «ХАИ»

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЙ В КАТОДНЫХ УЗЛАХ ПЛАЗМЕННОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ ОПИСАНИИ ДУГИ ОБЪЕМНЫМ ИСТОЧНИКОМ ЭНЕРГИИ

Рассмотрены вопросы численного моделирования состава атмосферы в катодных узлах электродугового плазменного оборудования с использованием современных коммерческих CFD пакетов. Для задач проектировочных расчетов катодных узлов электродугового плазменного оборудования обосновано применение моделей с заданием дуги в виде объемного источника тепла. Проведено сравнение эффективности численной реализации при использовании двух вариантов построения расчетной модели: с выделением подобластей в расчетной области и при задании интенсивности источника при помощи метода R-функций. На примере тестовой задачи показано, что алгоритм с использованием сетки конечных элементов без деления на подобласти обладает большей устойчивостью и эффективностью с точки зрения времени получения решения. Проведено сравнение результатов расчета состава атмосферы в катодном узле с полым катодом с учетом и без учета влияния дуги на характер течения.

Катодный узел, математическое моделирование, объемный источник, метод R-функций

Введение

Многие авторы работ, посвященных разработке и исследованию плазменного оборудования, отмечают, что изучение течений холодного газа при продуве им каналов плазмотронов является важным предварительным этапом в изучении характеристик и параметров плазменных установок [1]. Оно позволяет выявить структуру течения, формирующегося в канале в зависимости от конструкции и свойств его поверхности, конструкции электродов, способа ввода газа в рабочую зону и других параметров.

Традиционными целями моделирования холодной продувки плазменного оборудования являются предварительная оценка характера воздействия потока газа на дуговой разряд. Таким образом, можно составить некоторое представление о свойствах турбулентности в плазменной установке на основе изучения вихревой структуры холодного потока.

В работах [2–4] математические модели течения холодного многокомпонентного газа предложено использовать для определения режимов подачи защитного газа в плазменных генераторах с термокатодами. Такой подход является оправданным для стартовых режимов работы плазменного оборудования. Однако на рабочих режимах наличие интенсивного источника тепла (электрической дуги) существенно влияет как на картину течения, так и на свойства компонент газовой смеси. Поэтому для обоснованного выбора расхода и способа подачи защитного газа на рабочих режимах плазменного оборудования ак-

туальным остается вопрос разработки математических моделей, которые учитывали бы основные особенности течения газов в плазменном оборудовании – неравномерность температур, нелинейную зависимость транспортных коэффициентов от температуры и др.

В то же время, с учетом специфики проектировочных расчетов при разработке таких математических моделей необходимо тщательно учитывать требования к вычислительным ресурсам.

С учетом этого **целью работы** является разработка эффективных, с вычислительной точки зрения, моделей для расчета состава атмосферы в катодных узлах плазменного оборудования.

Анализ известных работ в области моделирования течений в плазменном оборудовании

В настоящее время сформировалось два основных подхода к моделированию течений в электродуговых плазменных генераторах. Первый основан на представлении дуги в виде объемного источника энергии. При таком подходе учитывается зависимость свойств плазмообразующего газа от температуры, а интенсивность объемного источника определяется с учетом джоулева нагрева и излучения дуги [5, 6]. Полученные решения достаточно хорошо описывают течения на установленных участках (например, в задачах о дугах в длинном цилиндрическом канале). Однако применение такого подхода для изучения характеристик течения вблизи электродов неизбежно приведет к большим погрешностям. Кроме того, в известных работах, использующих

представление дуги в виде объемного источника тепла, как правило, рассматриваются случаи ламинарного течения в канале [5–7] и не учитывается вихревой характер подачи газа, наиболее распространенный в промышленном плазменном оборудовании.

В последнее время все большее распространение получает другой подход к моделированию течений в плазменных генераторах, основанный на применении МГД приближения. Популярность такого подхода во многом вызвана введением возможностей моделирования МГД течений в последние версии коммерческих CFD пакетов (ANSYS CFX, FLUENT и др.).

Результаты, полученные с использованием трехмерных МГД моделей, в ряде случаев показали хорошее качественное и количественное совпадение с экспериментальными данными. Так, например, в работе [8] в ходе изучения течения в электродуговой плазменной горелке без введения каких-либо искусственных приемов смоделирован процесс привязки дуги к стенке цилиндрического анода при полностью осесимметричной геометрии и граничных условиях. В работе [9] с применением данного подхода смоделирован процесс шунтирования дуги. В рамках исследования [10] был проведен комплекс работ по моделированию процессов в плазменных горелках, применяемых для сварки и наплавки с экспериментальной проверкой, полученных в ходе расчетов рекомендаций.

Модели, основанные на МГД приближении, дают более реалистичную картину течения в каналах плазменного оборудования. Однако это их преимущество достигается за счет высоких вычислительных затрат. Для случая проектировочных расчетов оборудования, особенно в задачах оптимизации, это становится серьезным недостатком.

В работе [11] проведено сравнение результатов моделирования течения газов при использовании МГД приближения и при задании дуги в

виде объемного источника тепла. Результаты расчетов показывают, что учет МГД эффектов приводит к большим температурам и скоростям течения на оси канала (рис. 1). Расхождение результатов моделирования увеличивается с ростом силы тока дуги. Однако, как было показано в работах [2, 3], активные газы проникают в прикатодное пространство в основном за счет диффузии вдоль стенок канала, где температуры невелики и оценка параметров течения рассматриваемыми методами дает близкие результаты. Рост температуры на оси канала и соответствующий рост величины коэффициентов диффузии компенсируется существенным увеличением скорости потока газа.

Таким образом, на этапе проектировочных расчетов при определении рекомендуемых режимов подачи защитного газа на основе оценки максимальных уровней парциального давления активных газов вблизи термокатода, применение упрощенных моделей без учета МГД эффектов может быть оправдано. Более сложные модели целесообразно применять на этапе поверочных расчетов, используя данные моделирования на упрощенных моделях в качестве начальных условий. Для реализации такого подхода необходимо усовершенствование традиционных моделей, использующих задание дуги в виде объемного источника тепла, с целью учета вихревого характера течения вблизи стенок канала.

Описание тестовой задачи

Продолжая исследования, результаты которых описаны в работах [2, 3], будем рассматривать течение в катодном узле с полым катодом. Плазмообразующий газ (argon) подается через полый катод с расходом G_1 и через коаксиальный зазор с расходом G_2 между катодом и стенкой канала (рис. 2). Подача газа через полость катода производится аксиально, через зазор — с возможностью закрутки. Дуга (на рисунке затонирована) горит между полым катодом и плоской поверхностью,

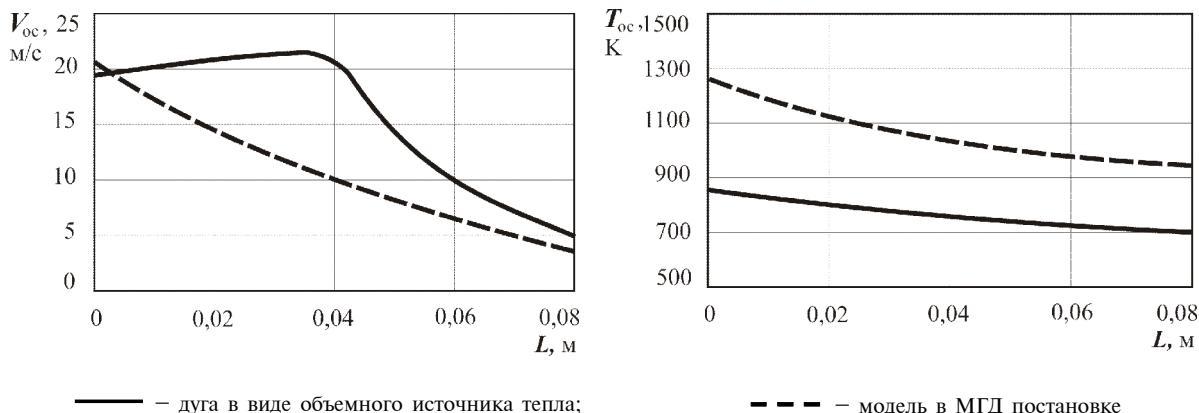


Рис. 1. Распределение осевой компоненты скорости и температуры на оси струи, выходящей из плазменной горелки [11]

расположенной перпендикулярно оси катодного узла. Стенки канала катодного узла водоохлаждаемые.

В тестовой задаче не учитывается теплообмен между потоком газа и стенками, стенки полого катода и нагреваемой поверхности считаются адиабатическими, для стенок канала катодного узла задано условие постоянной температуры.

Газ внутри катодного узла моделировался как идеальная двухкомпонентная смесь (воздух + аргон). Учитывалась нелинейная зависимость характеристик компонент от температуры (рис. 3–6). Данные для расчета были получены путем интерполяции табличных значений [12, 13].

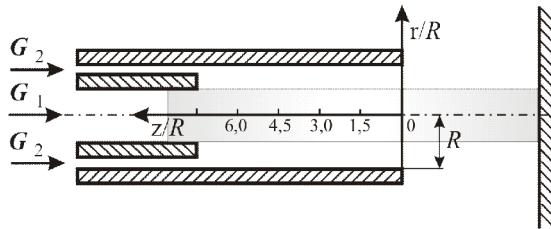


Рис. 2. Схема тестовой задачи

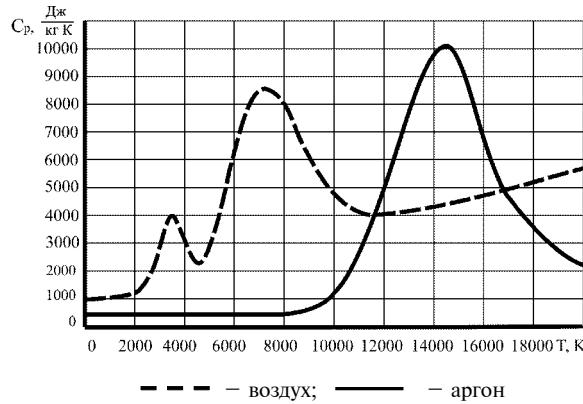


Рис. 3. Зависимости теплоемкости компонент от температуры

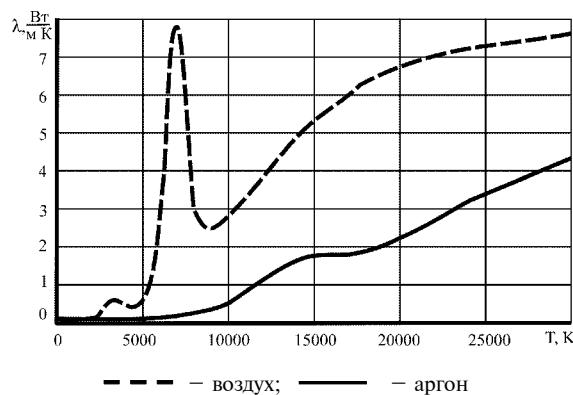


Рис. 5. Зависимости теплопроводности компонент от температуры

При задании интенсивности объемного источника тепла, имитирующего электрическую дугу, учитывались две компоненты: тепловыделение за счет джоулева нагрева и излучение, причем плазма считалась оптически прозрачной. Тепловыделение задавалось по методике, предложенной С. В. Дресвиным [4]. В качестве исходных данных задавался ток дуги и ее диаметр.

Напряженность поля, принимаемая по сечению дуги постоянной, по длине дуги согласно [4] определялась по формуле:

$$E = \frac{I}{\int \sigma dS}, \quad (1)$$

где I – ток дуги; σ – электропроводность плазмы; $S(z)$ – площадь сечения дуги.

Интенсивность объемного источника энергии задавалась выражением:

$$W = \sigma E^2 - u_{rad}, \quad (2)$$

где u_{rad} – удельная мощность излучения (Вт/м³).

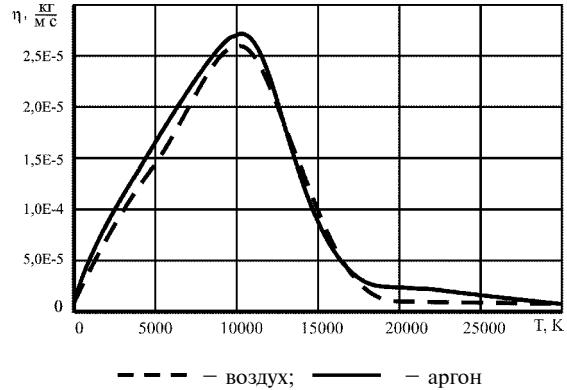


Рис. 4. Зависимости динамической вязкости компонент от температуры

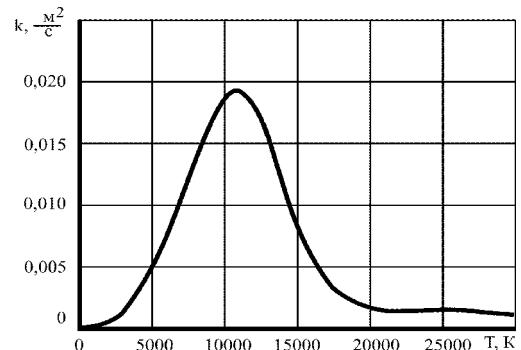


Рис. 6. Зависимость коэффициента диффузии компонент от температуры

Электропроводность (рис. 7) и удельная мощность излучения плазмы (рис. 8) нелинейно зависят от температуры. При моделировании электропроводность задавалась согласно данным [12], а значения удельной мощности излучения для аргона и воздуха определялись по данным [14, 15] и задавались при помощи интерполяции.

Описание численной процедуры решения тестовой задачи

Рассматриваемая задача является достаточно сложной из-за существенной нелинейности свойств компонент газовой смеси. Дополнительной сложностью является необходимость создания поверхностей раздела расчетной сетки, вызванная тем, что при традиционном подходе для задания объемных источников энергии в CFD пакетах требуется выделение в расчетной области трехмерных подобластей.

Сшивка сеток по этим подобластям происходит при помощи различных алгоритмов, однако эта операция приводит к появлению дополнительных вычислительных погрешностей, требует повышенных вычислительных затрат и в ряде случаев может приводить к численной неустойчивости при решении задач, особенно в случае резкого изменения параметров течения вблизи поверхности слияния сеток.

Поэтому в настоящей работе была изучена возможность другого способа задания объемных источников, основанного на применении метода *R*-функций. Данный метод, впервые предложенный В. Л. Рвачевым, позволяет строить уравнения $\omega(x, y, z)$ для областей Ω произвольной геометрической формы, обладающие следующими свойствами:

$$\omega(x, y, z) = \begin{cases} \omega > 0, (x, y, z) \in \Omega \\ \omega = 0, (x, y, z) \in \partial\Omega, \\ \omega < 0, (x, y, z) \notin \Omega \end{cases} \quad (3)$$

где Ω — граница области Ω .

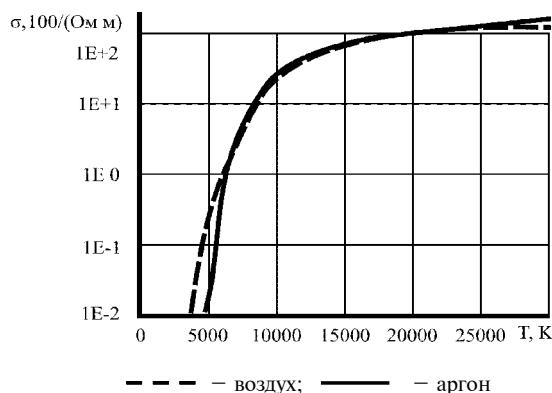


Рис. 7. Зависимости электропроводности компонент от температуры

Для построения такого уравнения $\omega(x, y, z)$ достаточно описать Ω в виде выражения, образованного операциями алгебры логики с некоторыми опорными областями $f_i(x, y, z) > 0$ и заменить операции алгебры логики соответствующими *R*-функциями [16]. Наиболее распространенной системой *R*-функций, которая применяется для этих целей, является следующая:

$$\begin{aligned} \bar{x} &\equiv -x; \\ x \wedge y &= x + y - \sqrt{x^2 + y^2}; \\ x \vee y &= x + y + \sqrt{x^2 + y^2} \end{aligned}$$

После построения указанным способом уравнения области Ω , в которой действует объемный источник, для задания его интенсивности W можно воспользоваться, например, следующей зависимостью:

$$W = W * H(H(\omega) - 1/4), \quad (4)$$

где H — функция Хевисайда.

Легко убедиться, что с учетом (2) и (3) выражение (4) будет давать следующие значения для W :

$$W = \begin{cases} \sigma E^2 - u_{rad}, (x, y, z) \in \Omega \vee \partial\Omega \\ 0, (x, y, z) \notin \Omega \end{cases} .$$

При этом нет необходимости в выделении каких-либо подобластей при построении сетки конечных элементов. Очевидно, что такой подход может быть распространен и на случаи любых поверхностных, линейных и точечных источников.

Для проверки эффективности предложенного подхода тестовая задача решалась двумя способами: при традиционном задании объемного источника с выделением подобласти и сшивкой сеток и предлагаемым методом, основанном на применении *R*-функций.

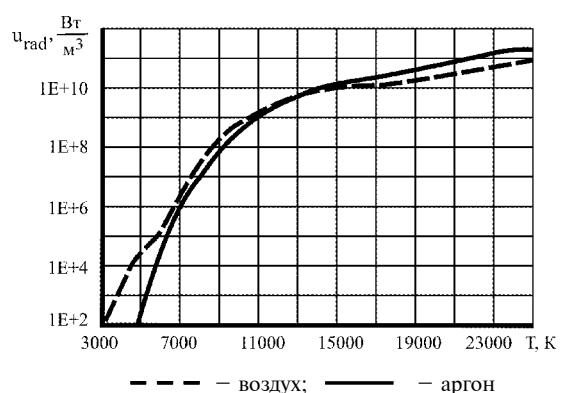


Рис. 8. Зависимости удельной мощности излучения компонент от температуры

В качестве начальных условий в области, занятой дугой, задавалась постоянная температура, равная 10000 К для обеспечения среде некоторой начальной электропроводности, необходимой для начала итерационного процесса. При задании начальных условий использовались те же подходы, что и при задании интенсивности объемного источника.

Результаты моделирования и их обсуждение

При решении задачи с традиционным способом задания объемного источника итерационный процесс несколько раз прерывался из-за вычислительных ошибок. В результате решение удалось получить, последовательно решая три задачи: для действия объемного источника постоянной по области дуги интенсивностью $10^8 \text{ Вт}/\text{м}^3$; для действия объемного источника постоянной по области дуги интенсивностью $10^9 \text{ Вт}/\text{м}^3$; для действия объемного источника с интенсивностью, задаваемой формулой (2). При этом в качестве начальных условий для каждой последующей задачи использовалось решение предыдущей. Для получения решения потребовалось более 6000 итераций.

При задании источника при помощи формулы (4) решение на аналогичной сетке и с тем же, что и в первой задаче, размером шага по времени решение было получено менее чем за 2000 итераций (рис. 9). Решения, полученные при различном способе задания объемного источника, количественно и качественно совпадали. Таким образом, для тестовой задачи предложенный способ задания объемного источника на основе применения метода R-функций оказался более эффективным с точки зрения устойчивости вычислительного процесса и времени получения решения.

В дальнейшем было проведено сравнение результатов по определению состава атмосферы в канале катодного узла, полученных по результатам холодных продувок [3] и с учетом влияния дуги на параметры течения и свойства компонент газовой смеси. При одинаковых геометрических параметрах задачи и расходах инертного газа результаты существенно отличались. Парциальное давление воздуха вблизи катода для задачи с учетом влияния дуги составило более 10 Па (рис. 10), что превышает критический уровень для всех известных эмиссионных материалов. Для случая холодной продувки уровень парциального давления на срезе катода не превышал величины 10^{-4} Па.

В работе [4] показано, что для случая холодной продувки катодного узла с полым катодом ламинарным потоком инертного газа парциальное давление воздуха в канале обратно пропорционально величине $\exp(V_z/D)$, где V_z – скорость вдоль оси канала; D – коэффициент взаимной диффузии аргона и воздуха.

Сравнение распределения указанной величины для случая холодной продувки и течения с горящей дугой показало, что величина комплекса $\exp(V_z/D)$ для рабочего режима существенно ниже, чем для холодного течения (рис. 11). Это вызвано более быстрым ростом величины коэффициента диффузии по сравнению с осевой скоростью в диапазоне рабочих температур (300–12000 К).

Обеспечение эффективной защиты термоэмиссионного полого катода при рабочих режимах возможно за счет увеличения расхода инертного защитного газа или за счет изменения способа его подачи. Для достижения допустимой величины парциального давления воздуха ($\approx 10^{-3}$ Па

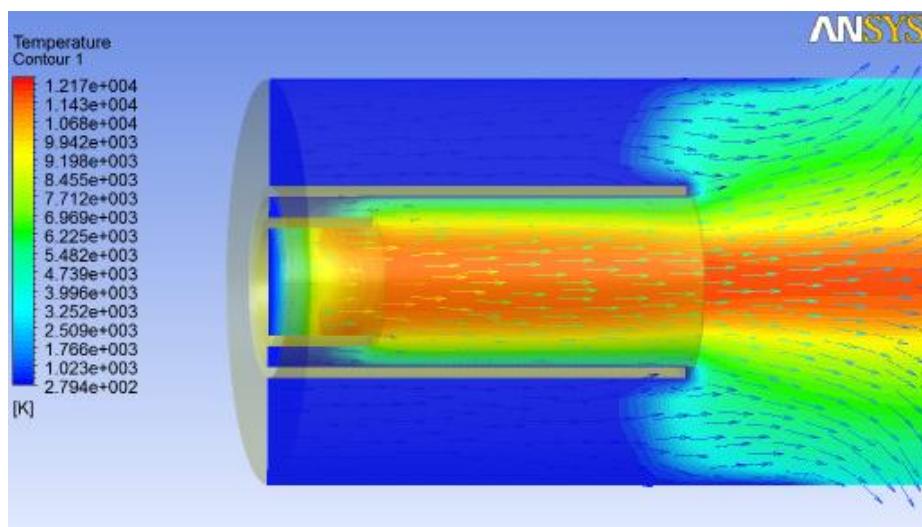


Рис. 9. Распределение температур и векторы скорости течения для тестовой задачи

для современных эмиссионных материалов) в тестовой задаче для этого необходимо увеличить значение $\exp(V_z/D)$ в 10000 раз, что соответствует десятикратному росту осевой скорости и расхода аргона соответственно.

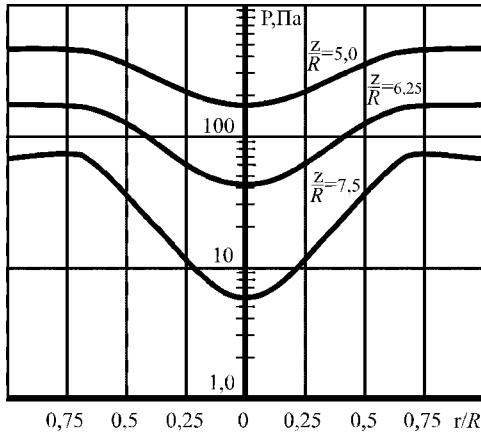


Рис. 10. Распределение парциального давления воздуха в канале с учетом влияния дуги

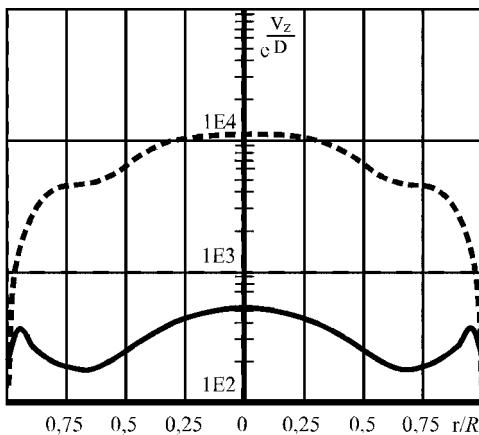


Рис. 11. Распределение величины $\exp(V_z/D)$ в канале для сечения $z/R = 6,25$

Однако увеличение расхода аргона приводит также к снижению температуры газа в канале вблизи катода, а, следовательно, и к снижению коэффициента диффузии аргон-воздух. Поэтому указанного уровня парциального давления для тестовой задачи удалось достичь при увеличении расхода аргона через коаксиальный зазор в 4,67 раза (с $1,5 \times 10^{-5}$ до 7×10^{-5} кг/с). На рис. 12 приведены графики распределения парциального давления воздуха в канале для этого расчетного случая.

На рис. 13 приведено распределение величины $\exp(V_z/D)$ в сечении $z/R = 6,25$ при увеличенном расходе аргона. Значение этого комплекса выросло только у стенки канала ($r/R = 0,75 \dots 1$), однако это обеспечило снижение парциального давления воздуха до необходимого уровня.

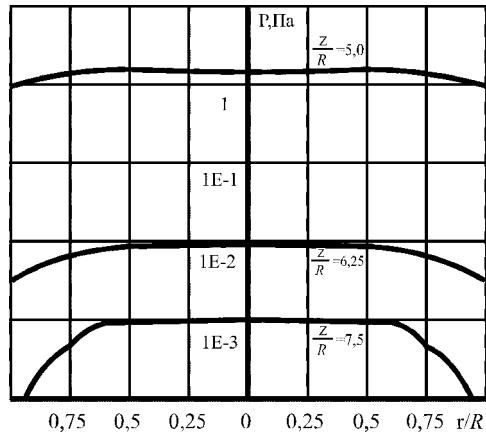


Рис. 12. Распределение парциального давления воздуха в канале с увеличенным расходом аргона

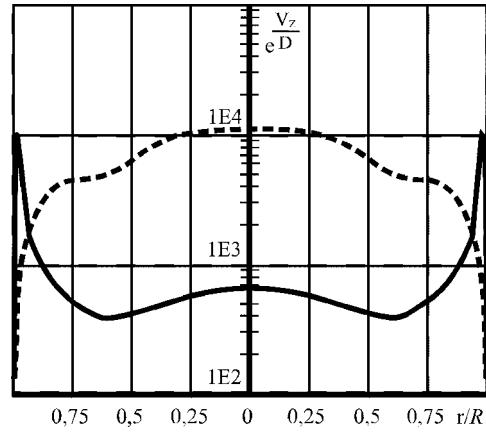


Рис. 13. Распределение величины $\exp(V_z/D)$ в канале для сечения $z/R = 6,25$ с увеличенным расходом аргона

Это подтверждает сделанный в [2–4] вывод о том, что поступление воздуха в прикатодное пространство в катодных узлах рассматриваемой схемы происходит в основном за счет диффузии вдоль стенок канала.

В работе [2] определены допустимые режимы подачи защитного газа в катодных узлах с полым катодом исходя из условия недопущения циркуляционных вихрей у среза катода. Установлено, что такие вихри неизбежно образуются при значении $Re_2/Re_1 > 1,7$, где Re_2 – число Рейнольдса для потока, проходящего через зазор между стенками катода и канала, а Re_1 – через полый катод.

Для рассматриваемого случая, несмотря на значительное увеличение расхода через коаксиальный зазор из-за крайне неравномерного распределения температур это соотношение составляет $12,434/15,979 \approx 0,778$.

Для оценки влияния способа подачи защитного газа на картину течения и состав атмосферы на рабочих режимах были проведены дополн-

нительные численные эксперименты. Рассматривался комбинированный способ подачи инертного газа – аксиальный с постоянным расходом через полый катод и вихревой через зазор между стенками катода и канала катодного узла.

Установлено, что повышение частоты вращения подаваемого в коаксиальный зазор газа вплоть до 200 Гц существенного влияния на состав атмосферы не оказывает. В большей части канала течение остается аксиальным и ламинарным (рис. 14).

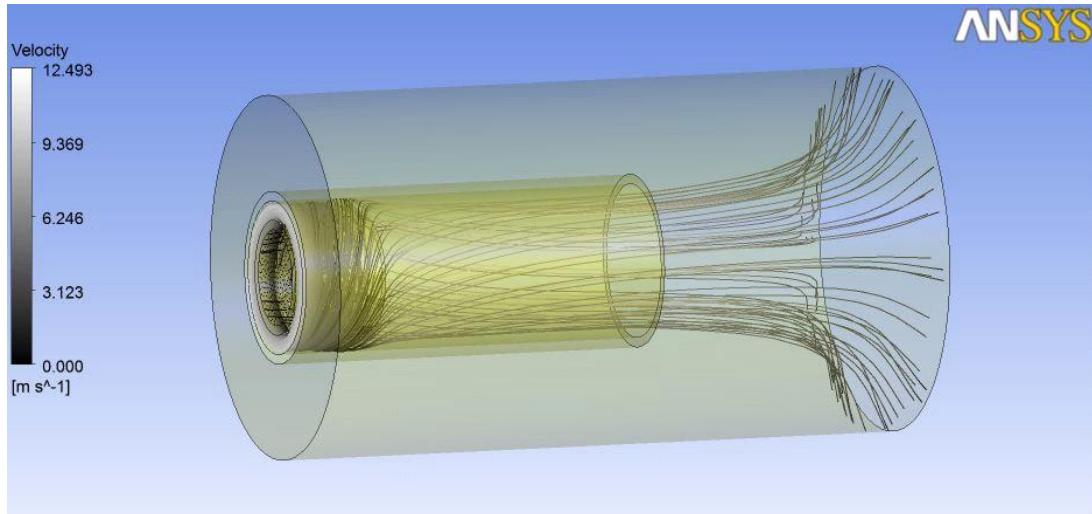


Рис. 14. Линии тока для случая комбинированной подачи газа

Выводы

1. На примере тестовой задачи для катодного узла с полым катодом проведена оценка вычислительной эффективности двух способов задания интенсивности объемного источника энергии – традиционного, основанного на выделении трехмерных областей и последующей сшивкой сеток и основанного на методе R -функций. Показано, что в последнем случае вычислительный процесс более устойчив, а время решения сокращается более чем в 3 раза.

2. Показано, что для правильного назначения режимов подачи защитного газа на рабочих режимах необходимо учитывать влияние дуги. Назначение величины расхода по результатам расчетов состава атмосферы при холодной продувке не обеспечивает необходимого уровня защиты. Требуемая величина расхода может быть откорректирована на основе учета значения комплекса $\exp(V_z/D)$.

3. На рабочих режимах плазменного оборудования состав атмосферы в прикатодном пространстве определяется процессом диффузии воздуха вдоль стенок канала катодного узла. Обеспечение заданного состава атмосферы вблизи эмиттера возможно за счет увеличения осевой скорости потока защитного газа у стенки канала ($r/R = 0,75\dots 1$).

Перечень ссылок

1. Слободянюк В. С. Моделирование вихревых и турбулентных явлений в электродуговых устройствах: дис. д-ра техн. наук : 01.04.14 / Слободянюк Валерий Сергеевич. – Бишкек, 1996. – 376 с.
2. Планковский С. И. Газодинамическое проектирование катодных узлов в интегрированных CAD/CAE системах / С. И. Планковский // Радіоелектронні і комп’ютерні системи. – 2008. – № 4. – С. 60–65.
3. Кривцов В. С. Оптимізація газодинамічних характеристик дугових плазмотронів з порожнистим катодом / В. С. Кривцов, С. І. Планковський, Є. В. Цегельник та ін. //Наукові вісті НТУУ «КПІ». – 2006.– № 3. – С. 106–113.
4. Планковский С. И. Диффузия атмосферного воздуха через встречный ламинарный поток инертного газа в плазмотроне / С. И. Планковский, Е. В. Цегельник, Е. К. Острожский // Вестн. Нац. техн. ун-та «ХПИ». Тематический выпуск : Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов. – 2007. – № 25 – С. 72–84.
5. Дресвин С. В. Основы математического моделирования плазмотронов. Ч. 1 : Уравнение баланса энергии. Метод контрольного объема.

- Расчет температуры плазмы / С. В. Дресвин, Д. В. Иванов : Учеб. пособие. – СПб : Изд-во Политехн. ун-та, 2004. – 227 с.
6. Дресвин С. В. Основы математического моделирования плазмотронов. Часть 2 : Электромагнитные задачи в плазмотронной технике/ С. В. Дресвин, Д. В. Иванов : Учеб. пособие. – СПб : Изд-во Политехн. ун-та, 2006. – 295 с.
 7. Нгуен Куок Ши. Исследование индукционных и дуговых плазмотронов: автореф. дис. д-ра техн. наук : 05.09. 10 / Нгуен Куок Ши. – Санкт-Петербург, 2002. – 40 с.
 8. He-Ping Li. Three-dimensional modelling of a DC non-transferred arc plasma torch / He-Ping Li, Xi Chen // Journal of Physics D : Applied Physics. – 2001. – Vol. 34. – N. 17. – P. L99–L102.
 9. Trelles J.P. Multiscale Finite Element Modeling of Arc Dynamics in a DC Plasma Torch/ Juan Pablo Trelles, Emil Pfender, Joachim Heberlein // Plasma Chemistry and Plasma Processing. – 2006. – Vol. 26. – N. 6. – P. 557–575.
 10. Schnick M. Simulation of plasma and shielding gas flows in welding and cutting arcs with ANSYS CFX / Michael Schnick, Uwe Füssel, Jürg Zschetsche // International Scientific Colloquium Modelling for Material Processing. – Riga, June 8-9, 2006. – P. 143–148.
 11. Kim Y. Numerical analysis of flow characteristics of an atmospheric plasma torch/ You-Jae Kim, J.-G. Han, Youn J. Kim // Center for advanced plasma surface technology Sungkyunkwan university – 2005. – 17 p.
 12. Murphy A.B. Transport coefficients of Argon, Nitrogen, Oxygen, Argon-Nitrogen, and Argon-Oxygen Plasmas / A.B. Murphy, C.J. Arundell // Plasma Chemistry and Plasma Processing. – 1994. – Vol. 14. – N. 4. – P. 451–490.
 13. Murphy A.B. Transport coefficients of Air, Argon-Air, Nitrogen-Air, and Oxygen-Air Plasmas / A.B. Murphy // Plasma Chemistry and Plasma Processing. – 1995. – Vol. 15. – N. 2. – P. 279–307.
 14. Menart J. Net emission coefficients for argon–iron thermal plasmas / J. Menart, S. Malik // Journal of Physics D : Applied Physics. – 2002. – Vol. 35. – P. 867 – 874.
 15. Naghizadeh-Kashani Y. Net emission coefficient of air thermal plasmas / Y. Naghizadeh-Kashani, Y. Cressault, A. Gleizes // Journal of Physics D : Applied Physics. – 2002. – V. 35. – P. 2935–2934.
 16. Рвачев В. Л. Геометрические приложения алгебры логики / В. Л. Рвачев. – К. : Техника, 1967. – 212 с.

Поступила в редакцию 10.11.2009

S. I. Plankovsky Doctor of Engineering Science, Ye. V. Tsegelnyk, V. O. Garin

DESIGN OF FLOWS IN CATHODE KNOTS OF PLASMA EQUIPMENT AT DESCRIPTION OF ARC BY VOLUME POWER SOURCE

Розглянуто питання числового моделювання складу атмосфери в катодних вузлах плазмового обладнання з використанням сучасних CFD пакетів. Для проектувальних розрахунків обґрунтовано використання моделей з завданням дуги у вигляді об'ємного джерела енергії. Проведено порівняння обчислювальної ефективності при використанні двох варіантів побудови розрахункової моделі: з виділенням підобластей в розрахунковій зоні та з завданням інтенсивності джерела з використанням методу R-функцій. На прикладі тестової задачі показано, що алгоритм з використанням R-функцій є більш стабільним та ефективним з точки зору часу розв'язання задачі. Проведено порівняння результатів розрахунку складу атмосфери в катодному вузлі з порожністю катодом з урахуванням та без урахування впливу дуги на характер течії.

Катодний вузол, математичне моделювання, об'ємне джерело, метод R-функцій

There are reviewed questions of numerical modeling of the atmospheric composition in cathode assembly units of electric-arc plasma equipment by means of modern commercial CFD packages. There is substantiated application of arc-setting models in the form of volume heat source for the development of designs of cathode assembly units of electric-arc plasma equipment. There was compared efficiency of two numerical models: the first one –selection of subareas in calculation area, the second one – setting of the source intensity by method of R-functions. As an example of model problem, it is shown that the algorithm of finite element pattern indivisible into subareas has higher stability and efficiency in from the point of view of solution time. There are compared results of calculations of the atmospheric composition in hollow cathode assembly unit taking and not taking into account arc influence upon the flow pattern.

Cathode assembly unit, mathematical modeling, volume source, method of R-functions

УДК 621.793

*И. Н. Поддубный¹, канд. техн. наук О. Г. Чернета¹,
д-р техн. наук А. Н. Коробочка¹, д-р техн. наук Л. И. Ивщенко²*

¹ Государственный технический университет, г. Днепродзержинск

² Национальный технический университет, г. Запорожье

ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ КЛАПАНОВ МЕХАНИЗМА ГАЗОРASПРЕДЕЛЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

Разработано устройство для испытания клапанов двигателя внутреннего сгорания на износ.

Клапан, работоспособность, машина трения, испытание, микроструктура

Введение

Выпускной клапан является одной из наиболее напряженных деталей двигателя внутреннего сгорания. Клапан подвергается ударным нагрузкам в условиях высоких температур, действию термической усталости, обусловленной многократными нагревами и охлаждениями, коррозионному воздействию горячих газов [1].

Высокотемпературная газовая коррозия является фактором отказов выпускных клапанов форсированных двигателей внутреннего сгорания (ДВС), которые работают при высокой температуре в среде высокоскоростных агрессивных газовых потоков.

Процессы разрушения можно разделить:

- высокотемпературное разрушение слоя окисла на поверхности детали;
- коррозия сульфидного окисла;
- абразивное действие частиц пыли в выпускных газах (ВГ).

Процессы разрушения приводят к разрушению поверхностного слоя детали за счет газоабразивной эрозии, то есть к эрозийному износу [2].

Ударная нагрузка на клапан и седло, которая приводит к изменению геометрии трибосопряжения, изменяется в зависимости от величины теплового зазора между торцом клапана и коромыслом, между стержнем клапана и втулкой и состояния сопрягаемых поверхностей. При изменении зазора между торцом клапана и коромыслом двигателя от 0,25 до 1,0 мм скорость посадки клапана на седло возрастает от 0,482 до 0,970 м/с, усилие растяжения стержня клапана увеличивается в среднем с 250 до 350 Н. Ударная нагрузка на фаску при посадке клапана достигает $(1-2) \cdot 10^7$ Па в зависимости от ширины фаски и величины теплового зазора [3].

Трибологические испытания деталей автомобиля, в частности, двигателя, необходимы для

оценки работоспособности пар трения.

При этом разработка рациональных циклов испытаний является одним из необходимых условий оптимизации и подбора пар трения.

В виде образцов при трибологических испытаниях клапанов двигателей внутреннего сгорания используют как микрошлифы, так и серийные детали.

Известен стенд для испытания пары трения «клапан – седло клапана», где в качестве образцов используют серийные детали. Объемная температура седла и клапана составляет 100–450 °C [4].

Известен стенд для испытания пары трения «клапан-втулка», где в качестве образцов используют серийные детали. Способ нагружения обеспечивает реальный характер износа рабочих поверхностей пары трения. Дозированная подача масла в зону трения осуществляется с помощью серийного маслоотражательного колпачка, что моделирует реальные условия смазки. Температура втулки составляет от 60 до 175 °C [4].

Недостатком данных устройств является недостаточное приближение испытательных условий к эксплуатационным условиям функционирования пар трения «клапан-седло», «клапан-направляющая втулка» двигателя внутреннего сгорания, а именно, влияния на испытуемый образец высокотемпературной газовой коррозии.

Методика исследований

Наиболее близким, по мнению авторов, к реальным условиям эксплуатации для моделирования процессов износа клапанов является машина трения для испытания клапанов двигателей внутреннего сгорания, разработанная на кафедре «Автомобили и автомобильное хозяйство» Днепродзержинского государственного технического университета [5].

Устройство (рис. 1) представляет собой головку цилиндров 1, в которой установлены клапан 2, седло клапана 3, направляющая втулка 4, пружина клапана 5, распределительного вала 6, механизм вращения клапана 7, блок проточных камер 8, горелки 9, резервуара для топлива 10, датчиков измерения температуры клапана 11 и седла 12. Датчики температуры соединены с устройством нагрева образцов через узел управления.

В качестве привода и системы нагружения клапанов в испытуемом трибосопряжении использован электродвигатель постоянного тока 13, при помощи которого можно изменять скорость скольжения по необходимому закону во времени и производить регистрацию момента трения в испытуемом трибосопряжении по падению его токовой характеристики без применения специального датчика, что повышает точность и достоверность измерения.

Для более точного, качественного моделирования, необходимого для обеспечения условия воздействия на испытуемый клапан высокотемпературной газовой коррозии, использовано устройство нагрева в виде горелки, топливом для которой служит то же топливо, что и для двигателей внутреннего сгорания. Также повышается качество моделирования за счет точного соблюдения температуры и состава отработавших газов, в состав которых входят такие агрессивные вещества как азот, кислород, оксиды свинца и серы, CO, CO₂ и др. (см. табл. 1).

Устройство работает следующим образом: перед началом испытания на блок проточных камер 8 монтируется съемная головка цилиндров 1, в которой установлены клапан 2, седло клапана 3, направляющая втулка 4, пружина клапана 5, распределительного вала 6, механизм вращения клапана 7.

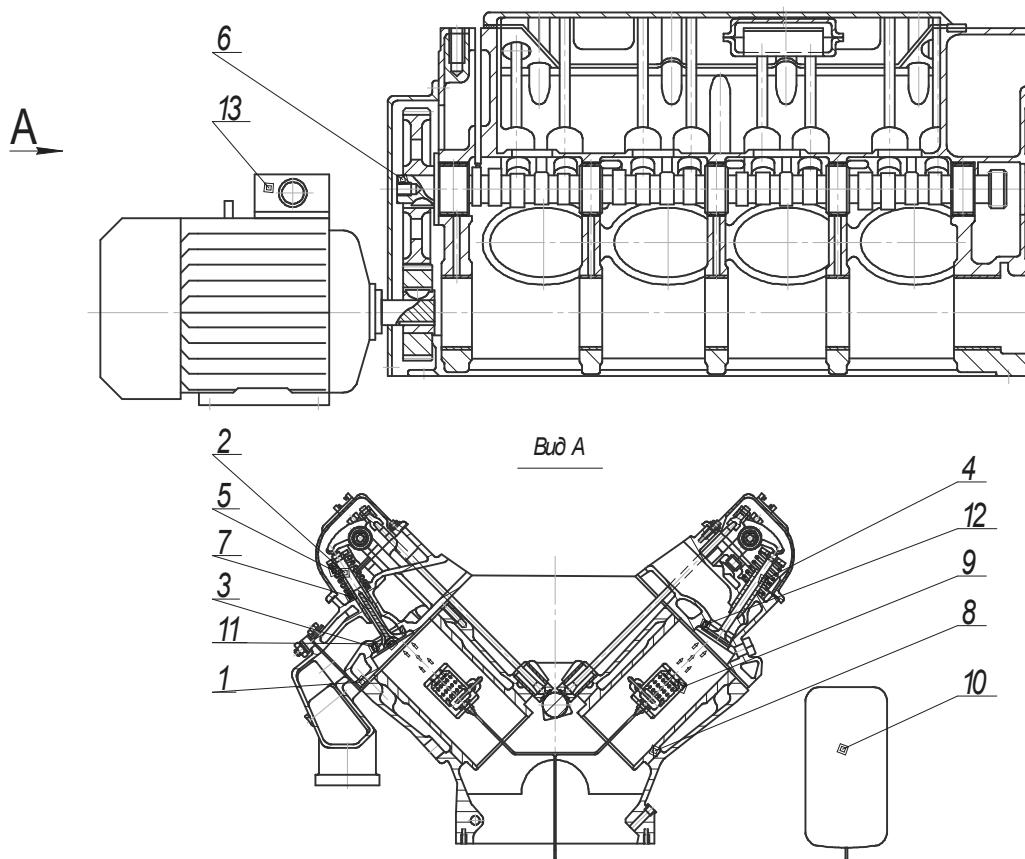


Рис. 1. Схема установки для трибологических испытаний клапанов двигателей внутреннего сгорания

- 1 – головка цилиндров; 2 – клапан; 3 – седло клапана; 4 – направляющая втулка;
- 5 – пружина клапана; 6 – распределительный вал; 7 – механизм вращения клапана;
- 8 – блок проточных камер; 9 – горелки; 10 – резервуар для топлива; 11,12 – датчики измерения температуры клапана и седла, соответственно; 13 – электродвигатель привода

Таблица 1 – Состав компонентов отработавших газов ДВС, % по объему [2]

Компонент	Бензиновый двигатель	Дизель
Азот	74–77	74–78
Кислород	0,3–10	2–18
Пары воды	3,0–5,5	0,5–9,0
CO	0,5–12	0,005–0,4
N ₂ O	0,01–0,8	0,004–0,5
C _n H _m	0,2–3,0	0,009–0,3
Альдегиды	до 0,2	0,00–0,009
Сажа, г/м ³	до 0,004	0,01–1,1
Бензапирен, мкм/м ³	до 25	до 10
Оксиды серы	до 0,008	0,002–0,02
Оксиды свинца	до 0,02	0,002–0,2
CO ₂	5–12	1–12

Затем производят зажигание горелки 9. После того, как температура газовой среды в камере достигнет заданного значения, производят пуск управляемого электродвигателя постоянного тока привода, который через распределительный вал 6 передает движение клапану 2.

Нагружение испытуемого трибосопряжения осуществляется в динамическом режиме. В ходе проведения эксперимента на устройстве для испытания клапанов двигателей внутреннего сгорания непрерывно регистрируется температура клапана и седла датчиками температуры 11 и 12, конструкция и работа которых хорошо известна и описана в литературе [6].

По окончании испытания система управления 13 подает управляющий сигнал на отключение питания контрольных приборов, происходит смена испытуемых образцов и процесс повторяется.

Сочетание высоких механических, тепловых нагрузок с воздействием агрессивных веществ приближает условия работы клапанов к реальным, что способствует как повышению достоверности результатов, так и ускорению испытания.

Отработавшие газы, содержащие вредные для здоровья человека вещества, отводятся через коллектор, не создавая противодавления у выходного отверстия выпускного трубопровода двигателя более 3,6 кПа (ГОСТ 14846–69). Также испытание клапанов может производиться с выпускной системой автомобиля, для которого предназначен испытуемый двигатель (международный стандарт R-1585, DIN) [7].

На рис. 2 изображены микроснимки рабочей поверхности стержня впускного клапана двигателя автомобиля ЗИЛ-130 (сталь 40Х10С2М), подвергнутой различным термическим обработкам. Металлографический анализ проводили при

помощи оптического микроскопа «Axiovert 200M MAT» фирмы «Karl Zeiss».

Трибологические исследования клапанов ДВС проводились на данной машине трения.

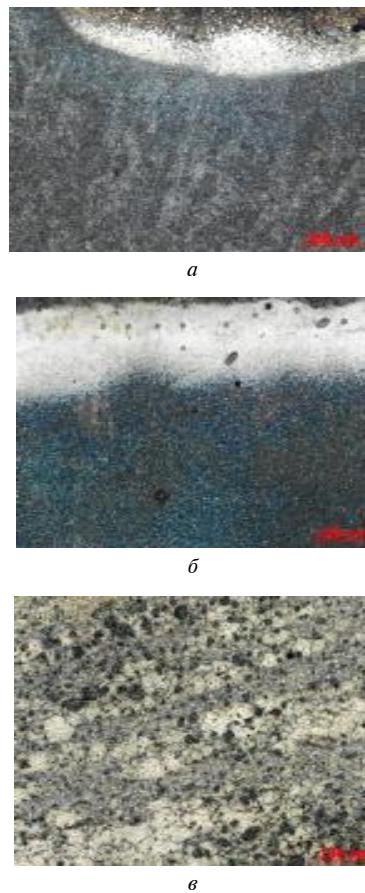


Рис. 2. Микроструктура поверхностного слоя стержня клапана (сталь 40Х10С2М) после термической обработки:

а – импульсная лазерная закалка, $\times 160$; б – лазерное азотирование, $\times 320$; в – закалка ТВЧ при 1000°C + отпуск 400°C , $\times 320$

Выводы

Таким образом, предложенное техническое решение позволяет максимально приблизить условия испытания клапанов двигателей внутреннего сгорания к реальным условиям эксплуатации, с возможностью максимального сокращения времени проведения испытаний и сведению их трудоемкости к минимуму.

Перечень ссылок

1. Кугель Р. В. Долговечность автомобилей / Кугель Р. В.; [под ред. А. А. Липгарта]. – М.: Машгиз, 1961. – С. 379–380.
2. Двигуни внутрішнього згоряння: серія підручників у 6 т. Т. 5. Екологізація ДВЗ / За ред. проф. А. П. Марченка та засл. діяча науки України проф. А. Ф. Шеховцова. – Харків: Пропор, 2004. – 42 с.
3. Мишин И. А. Долговечность двигателей / И. А. Мишин. – Л. : «Машиностроение» (Ленинградское отд.), 1976. – С. 187–188.
4. Чудинов Б. А. Опыт создания и работы трибологического центра на Волжском автомобильном заводе / [Чудинов Б. А., Полунин В. И., Криштал М. М. и др.] // Заводская лаборатория. – 1997. – № 4. – 59 с.
5. Заява № 200902605 (Україна). Пристрій для випробування клапанів двигунів внутрішнього згорання. G01N 15/00, від 23.03.2009.
6. Тринев А. В. Экспериментальное определение температуры деталей клапанного узла автотракторного дизеля на нестационарных режимах работы / Тринев А. В., Косулин А. Г., Коваленко В. Т. // Двигатели внутреннего сгорания. – 2008. – №1. – С.75–80.
7. Куров Б. А. Испытания автомобилей / [Куров Б. А., Лаптев С. А., Балабин И. В. и др.]. – М. : «Машиностроение», 1976. – 19 с.

Поступила в редакцию 17.07.2009

I. N. Poddubniy, O. G. Cherneta, A. N. Korobochka, L. I. Ivchenko

PERFORMANCE EVALUATION OF THE VALVES OF GAS-DISTRIBUTUTING MECHANISM OF INTERNAL COMBUSTION ENGINES

Розроблено пристрій для випробування клапанів двигуна внутрішнього згоряння на зносування.

Клапан, працездатність, машина тертя, випробування, мікроструктура

There is developed device for wear testing of the valves of internal combustion engine.

Valve, performance, friction test machine, test, microstructure

УДК 629.78

**Л. Г. Дубовик, канд. техн. наук А. И. Кондратьев,
канд. техн. наук П. Г. Хорольский, канд. техн. наук А. В. Хитъко**

Национальный университет им. Олеся Гончара, г. Днепропетровск

ОЦЕНКА МАССОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК И ВРЕМЕНИ РАБОТЫ КОСМИЧЕСКИХ МУСОРОСБОРЩИКОВ С ЭРД, ВЫВОДИМЫХ НА ОРБИТУ РАЗЛИЧНЫМИ РАКЕТАМИ-НОСИТЕЛЯМИ

В статье представлен расчетный анализ удельных массовых и временных характеристик способа очистки околоземного космического пространства путем применения специального космического аппарата – мусоросборщика (МС), снабженного электроракетной двигательной установкой (ЭРДУ). При этом для создания мусоросборщиков исследовались энергетические возможности ракет-носителей (РН) разработки США, Франции, России и Украины в широком диапазоне по грузоподъемности от 12 до 30 т. Предложен маневр, выполняемый МС при своем функционировании: вывод МС с помощью РН и разгонного блока на требуемую высокую орбиту и циклическое движение с высокой орбиты на низкую и обратно. Даны рекомендации по возможным массовым характеристикам МС и времени работы ЭРДУ.

Космический мусор, мусоросборщик, пассивный улавливающий элемент, круговая орбита, ракета-носитель, разгонный блок, ЭРД

Введение

Космический мусор (КМ) – это все искусственные объекты и их фрагменты в космосе, которые не функционируют, но представляют опасность для действующих космических аппаратов и орбитальных станций.

В статье рассмотрен один из способов удаления КМ с применением специального космического аппарата (КА) – мусоросборщика (МС), снабженного электроракетной двигательной установкой (ЭРДУ) [1]. Целью данной работы является оценка массовых и временных характеристик МС в зависимости от энергетических возможностей некоторых наиболее мощных ракет-носителей (РН), используемых для выведения МС на необходимую орбиту.

1 Формулирование проблемы

В основном КМ сконцентрирован на высотах от 850 до 1500 км. КМ распределен по орбитам слоями [2]. На первом поясе (850–1200 км) движется огромное количество метеорологических, военных, научных спутников и зондов. На низких околоземных орbitах высотой до 2000 км масса КМ составляет ~ 5000 т и находится несколько сотен активных и более 2500 уже недействующих спутников. Второй пояс находится в районе геостационарной орбиты. По состоянию на июль 2006 г. там находилось около 800 объектов. Каждый год к ним присоединяются 20–30

новых станций. Сейчас по оценкам экспертов в космосе летает свыше двух мегатонн КМ.

В результате образования КМ и его дальнейшего накопления возникла опасность столкновения с ним как действующих КА, так и вновь запускаемых, а также опасность столкновения с Международной космической станцией (МКС). Известно, что МКС уклоняется от столкновений с крупными объектами КМ с регулярностью несколько раз в год. Есть опасность падения на Землю несгоревших остатков крупногабаритного КМ со всеми вытекающими последствиями. Поэтому актуальность космической задачи обеспечения безопасности космических полетов и снижения опасности для Земли от КМ растет.

В настоящее время существует несколько идей по борьбе с КМ, в том числе создание специального космического аппарата – мусоросборщика, снабженного электроракетной двигательной установкой [1].

2 Решение проблемы

В развитие способа борьбы с КМ, предложенного в [1], с целью накопления необходимой информации, которую можно использовать при реализации этого способа, предлагается провести анализ энергетических возможностей существующих тяжелых РН, снабженных разгонными блоками (РБ) для выведения МС на необходимую орбиту. В качестве РН рассмотрен ряд

ракет-носителей с грузоподъемностью не менее 12 т на круговой орбите высотой 200 км [3].

Предлагается следующий маневр выведения и эксплуатации МС для улавливания КМ. С помощью РН МС выводится на орбиту высотой 200 км. После чего на требуемую «высокую» орбиту МС довыводится РБ. Затем разворачивается пассивный улавливающий элемент для улавливания космического мусора (ПУЭ). Включается тормозная ЭРДУ и высота орбиты уменьшается до «низкой». По мере уменьшения высоты орбиты ПУЭ захватывает как мелкий КМ (размер частиц от 1 до 10 см), так и крупногабаритный КМ или снижает их скорость. После снижения скорости МС переводится на более «низкую» орбиту, и КМ сгорает в атмосфере Земли. Тормозная ЭРДУ отключается и включается разгонная ЭРДУ. МС постепенно переходит на «высокую» орбиту. После этого разгонная ЭРДУ отключается и снова включается тормозная. Цикл «спуск-подъем» повторяется до выработки рабочего тела ЭРДУ. Благодаря низкой тяге ЭРДУ движение МС происходит медленно и очень долго. Вследствие этого целевая эффективность рассмотренного способа улавливания КМ ожидается высокой из-за большого времени контакта с КМ.

«Высокая» орбита выбрана круговой высотой 1200 км, «низкая» орбита — также круговой высотой 500 км. РБ и обтекатель от РН не отделяются, чтобы не добавлять в космосе крупногабаритного КМ. Их пассивная масса после выработки топлива учитывается при расчете характеристической скорости при снижении МС от 1200 до 500 км и подъеме с 500 до 1200 км.

Оценка массовых характеристик МС и времени работы ЭРДУ проводились по методике, разработанной в ДНУ. Критерием оценки являлось отношение $M_{\text{ПН}} / M_{\text{MC}}$, где $M_{\text{ПН}}$ — масса полезной нагрузки (ПН), в качестве которой рас-

сматривалась масса ПУЭ с устройствами крепления, развертывания в космосе и удержания его при эксплуатации МС в космосе; M_{MC} — масса МС без массы обтекателя и сухой массы разгонного блока.

В проведенных расчетах форма ПУЭ предлагалась в виде шара радиусом R . Масса шара варьировалась в пределах от 2260 до 16080 кг, а радиус — от 30 до 80 м.

Характеристики РН и масса МС приведены в таблице 1.

Характеристическая скорость W перехода с «высокой» орбиты на «низкую» и обратно определялась по формуле:

$$W = V_0 \left(1 - \frac{1}{\bar{r}_k} \right),$$

где $\bar{r}_k = \frac{r_k}{r_0}$;

V_0 — круговая скорость МС на «высокой» орбите;

r_k — радиус «высокой» орбиты;

r_0 — радиус «низкой» орбиты.

Запас топлива ЭРДУ M_{T_i} , расходуемый на переход как на «высокую» орбиту, так и на «низкую», определяется по формуле:

$$M_{T_i} = M_{MC_i} \left(1 - \frac{1}{e^{W/I_{y0}}} \right),$$

где M_{MC_i} — начальная масса МС (включая сухую массу РБ) при спуске с «высокой» на «низкую» орбиту или при подъеме с «низкой» на «высокую» в каждом цикле;

I_{y0} — удельный импульс тяги ЭРДУ.

Таблица 1 — Характеристики РН

Название РН	Разработчик	Грузоподъемность на высоте 200 км, кг	Масса МС, кг
Зенит-2	Украина	13000	10674
Titan-405A	США	13400	11168
Titan-403A	США	17700	14752
Atlas-5(521)	США	15080	12568
Arian-5G	Франция	19450	16210
Atlas-5(551)	США	20520	17102
Протон-М	Россия	21000	17502
Delta-4H	США	24000	20002
Space Shuttle	США	28800	24002

В каждом цикле движения МС запас топлива определяется по этой же формуле, но с учетом уменьшения M_{MC_i} в предыдущем цикле за счет выработки топлива. Остающийся запас топлива ЭРДУ для следующих циклов движения «спуск-подъем» и обратно определяется из уравнения баланса массы МС при задании конкретного значения массы M_{PH} :

$$M_{MC} = M_{СПУ} + M_D + M_{CA} + M_{ЭУ} + \\ + M_{СХПТ} + M_K + M_T + M_{PH}.$$

При задании ПН в виде шара M_{PH} определяется радиусом шара R в идеальном случае конструктивного исполнения (масса элементов крепления ПУЭ, его развертывания и удержания на орбите также включается в M_{PH}). В этом случае

$$M_{PH} = 4\pi R^2 \delta,$$

где δ — толщина оболочки шара (задавалась равной $0,2 \text{ кг}/\text{м}^2$ согласно [4]).

Количество циклов движения МС определялось по достижению количества оставшегося топлива, недостаточного для совершения следующего цикла.

Массы постоянных членов в уравнении баланса принимались следующими:

- системы преобразования и управления $M_{СПУ} = 10 \text{ кг};$
- двигателей $M_D = 10 \text{ кг};$
- служебной аппаратуры $M_{CA} = 260 \text{ кг}$ [5].

Массы переменных членов определялись по соответствующим формулам:

- энергоустановки $M_{ЭУ} = \alpha_{ЭУ} \cdot N$, где $\alpha_{ЭУ} = 50 \text{ кг}/\text{kВт}$, N — мощность, потребляемая двигателями ЭРДУ;

- системы хранения и подачи топлива в ЭРДУ

$$M_{СХПТ} = \alpha_\delta \cdot M_T; \quad \alpha_\delta = 0,15$$

- элементов конструкции МС $M_K = 0,1(M_D + M_{СХПТ} + M_{ЭУ} + M_{СПУ})$.

На рис. 1 приведены зависимости отношения M_{PH}/M_{MC} от M_0 , на рис. 2 — зависимости числа циклов n «подъем-спуск» и обратно от M_0 , а суммарное время работы ЭРДУ T от M_0 приведено на рис. 3; где M_0 — масса полезного груза, выводимого РН на орбиту высотой 200 км.

Из графиков на рис. 1 видно, что при постоянной массе ПН удельный вес полезной нагрузки в массе мусоросборщика при росте грузоподъемности РН уменьшается. Например, при значе-

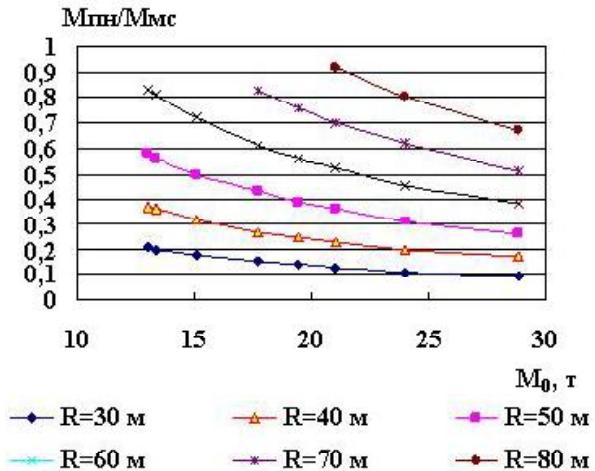


Рис. 1. Зависимость относительной полезной нагрузки МС от грузоподъемности РН для различных размеров ПУЭ

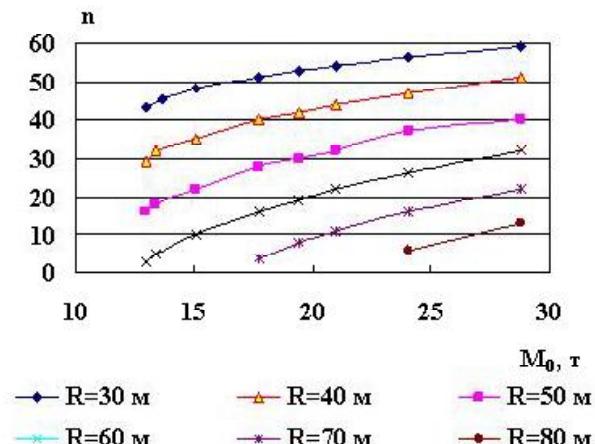


Рис. 2. Зависимость количества циклов движения МС от грузоподъемности РН для различных размеров ПУЭ

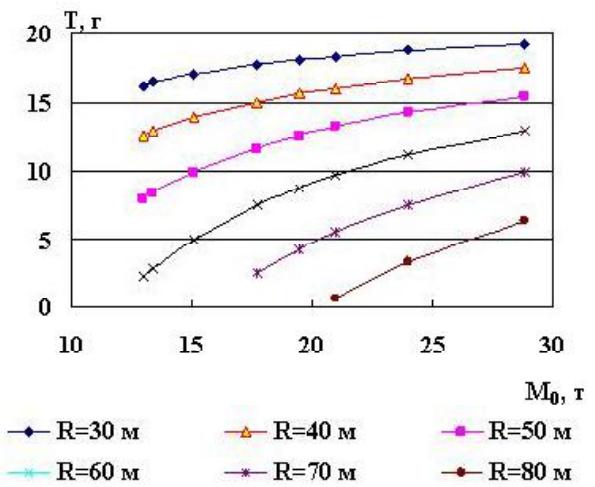


Рис. 3. Зависимость времени работы МС от грузоподъемности РН для различных размеров ПУЭ

ний радиуса шара 30 м отношение $M_{ПН} / M_{MC}$ уменьшается почти в два раза при увеличении грузоподъемности также в два раза. Из графиков на рис. 2–3 следует, что при постоянной массе ПН количество циклов «спуск–подъем» и обратно, а также суммарное время работы с увеличением грузоподъемности растут. Например, при массе ПН, соответствующей значению радиуса шара 30 м рост T составляет почти 1,4 при увеличении грузоподъемности в два раза, однако увеличение времени работы составляет всего 1,1 раза. Но при массе $M_{ПН}$, соответствующей радиусу шара 80 м, рост T составляет почти 1,5 раза.

Заключение

Анализируя результаты расчетов, можно сделать следующие выводы.

1. При значениях грузоподъемности РН менее 12 т создание МС затруднительно:

$M_{ПН} / M_{MC}$ достигает, например, всего 0,2 и менее при ПН, соответствующей $R = 30$ м.

2. Возможно создание эффективного МС при относительно небольших величинах грузоподъемности и массы ПН за счет более оптимального соотношения $M_{ПН} / M_{MC}$, увеличения числа циклов «спуск–подъем» и обратно и времени работы МС.

Перечень ссылок

- Шевцов А. В. Мелкий космический мусор. Анализ развития и способы борьбы / А. В. Шевцов, А. С. Макарова // Космічна наука і технологія. Додаток до журналу. – Д. : ДНУ, 2002. – Т. 8, № 1. – С. 176–179.
- Микиша А. Н. Загрязнение космоса / А. Н. Микиша, Л. В. Рыхлова, М. А. Смирнов // Вестник РАН. – 2001. – Т. 71, № 1. – С. 26–31.
- Isakowitz S. J. International Reference Guide to Space Launch Systems. Second Edition / S. J. Isakowitz. – Washington: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1991. – 341 p.
- Alpatov A. P. Space vehicle with electric thruster for gathering fine space debris / [A. P. Alpatov, V. P. Gusynin, N. N. Slunayev, A. V. Khitko] // Proc. 50-th Int. Astronautical congress. – Glasgow, Scotland, 2008.
- Konstantinov M. The analysis of influence of electrical propulsion characteristics on efficiency of transport maneuvers / M. Konstantinov // The 30-th International Electrical Propulsion Conference, 17-20 September 2007. – Florence, Italy, 2007. – JEPC-2007-212. – 18 p.

Поступила в редакцию 14.10.2009

L. G. Dubovik, A. I. Kondratiev, P. G. Horolsky, A. V. Khitko

EVALUATION OF MASS CHARACTERISTICS AND OPERATING TIME OF SPACE GARBAGE COLLECTORS WITH ELECTRIC PROPULSION, PUT INTO ORBIT BY DIFFERENT CARRIER ROCKETS

У статті наведено розрахунковий аналіз питомих масових та часових характеристик способу очищення навколоzemного космічного простору шляхом застосування спеціального космічного апарату – сміттєзбиральника (СЗ), спорядженого електроракетною рушійною установкою (ЕРРУ). При цьому для створення сміттєзбиральників досліджувались енергетичні можливості ракет-носіїв розробки США, Франції, Росії та України в широкому діапазоні вантажопідйомності від 12 до 30 т. Запропоновано маневр, який виконує СЗ при своєму функціонуванні: виведення СЗ за допомогою РН і розгінного блока на потрібну високу орбіту й циклічний рух з високої орбіти на низьку й зворотно. Надано рекомендації щодо можливих масових характеристик СЗ та часу роботи ЕРРУ.

Космічне сміття, збірник сміття, пасивний елемент, що уловлює, кругова орбіта, ракета-носій, розгінний блок, ЕРД

The article presents calculation analysis of specific mass and time characteristics of the method of near-Earth environment cleaning by means of special space vehicle – garbage collector (GC) equipped with electric propulsion system (EPS). There is analyzed power potential of carrier rockets (CR) designed in the USA, France, Russia and Ukraine having wide range of load-carrying capacity from 12t to 30t for the development of garbage collection system. There was proposed GC operation maneuver: garbage collectors will be put into the specified high orbit by carrier and upper-stage rockets and cyclically move from the high orbit to the low one and back. There are given recommendations about possible GC mass characteristics and EPS operating time.

Space garbage, garbage collector, passive collecting element, circular orbit, carrier rocket, upper-stage rocket, EP

УДК 629.78

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

Днепропетровский национальный университет им. Олеся Гончара

РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА ДЛЯ СБОРА МЕЛКОГО КОСМИЧЕСКОГО МУСОРА

Приведены результаты расчета основных характеристик предлагаемого мусорособирающего космического аппарата – мусоросборщика (МС) в зависимости от энергетических возможностей используемых ракет-носителей (РН). Критерием оценки этих характеристик рассмотрены масса и радиус пассивного улавливающего элемента мелкого космического мусора (ПУЭ), определяемые с использованием разработанной методики расчета тяговых и энергомассовых характеристик МС с ЭРДУ.

Космический мусор, мусоросборщик, пассивный улавливающий элемент, ракета-носитель, разгонный блок, ЭРД

1 Формулирование проблемы

По оценкам экспертов сейчас в космосе летает свыше 2 мегатонн космического мусора (КМ). Это множество орбитальных космических объектов искусственного происхождения, которые представляют опасность для действующих космических аппаратов (КА), а в некоторых случаях – и для Земли. В связи с тем, что количество КМ растет быстрыми темпами, существует высокая вероятность столкновений функционирующих КА с отработанными космическими объектами, поэтому актуальность космической задачи обеспечения безопасности космических полетов и снижения опасности от КМ для Земли с каждым годом возрастает.

В настоящее время существует несколько идей по борьбе с КМ [1]. Как метод защиты от КМ, используется установка защитных экранов у элементов космических объектов, наиболее чувствительных к воздействию частиц КМ. С целью очистки орбит от космического мусора предлагаются создание специальных космических аппаратов для сбора КМ – мусоросборщиков.

2 Решение проблемы

В данной статье рассматривается возможность создания специального мусорособирающего космического аппарата, снабженного электроракетной двигательной установкой (ЭРДУ) и пассивным элементом в виде шара для улавливания мелких частиц космического мусора с низких околоземных орбит. Такой МС с помощью ракеты-носителя и разгонного блока (РБ) выводится на круговую орбиту высотой 800–1200 км, наиболее засоренную КМ, а затем с помощью ЭРДУ, которая в данном случае выполняет торможение,

переводится на низкую орбиту 500–700 км. Высота низкой орбиты определяется из условия соизмеримости величин аэродинамического сопротивления и тяги ЭРД. РБ после окончания работы разгонного блока остается в составе МС, чтобы не добавлять в космосе крупногабаритного КМ. ПУЭ из сложенного положения разворачивается, включается тормозная ЭРДУ, и мусорособирающий КА с разгонным блоком постепенно опускается до конечной орбиты. Происходит улавливание или торможение частиц космического мусора до входа в плотные слои атмосферы, где должно произойти их сгорание.

Целью данной работы является расчет основных характеристик предлагаемого мусорособирающего КА в зависимости от энергетических возможностей используемых РН. Критерием оценки этих характеристик рассматриваются масса и радиус ПУЭ, определяемые с использованием методики расчета тяговых и энергомассовых характеристик МС, изложенной ниже.

3 Методика расчета

3.1 Исходные данные

Для выбранной ракеты-носителя, способной вывести на определенную высоту околоземной орбиты груз массой M_0 , выбирается прототип по топливу ЖРД известных разгонных блоков [2], для которого известны удельный импульс и зависящее от типа топлива отношение α сухой массы РБ к массе топлива. Для РБ с ЖРД на топливе АТ+НДМГ принимается $\alpha = 0,12$, а для ЖРД на топливе кислород + керосин – $\alpha = 0,28$. Задаются высоты круговых орбит для РБ и для работы МС с ЭРД.

3.2 Расчет характеристик разгонного блока

С целью предварительной оценки массовых характеристик МС для заданных высот рассчитывается характеристическая скорость $W_{ЖРД}$ [3]:

$$W_{ЖРД} = A \cdot \sqrt{\frac{\mu}{r_0}}, \quad (1)$$

где $A = \frac{\sqrt{2}(\tilde{r}_k - 1)}{\sqrt{\tilde{r}_k}(1 + \tilde{r}_k)} + \frac{1 - \sqrt{\tilde{r}_k}}{\sqrt{r_k}}$; (2)

$$\tilde{r}_k = \frac{r_k}{r_0}; \quad (3)$$

$$r_k = H_k + R_3; \quad (4)$$

$$r_0 = H_0 + R_3; \quad (5)$$

r_0 — радиус начальной орбиты;

H_0 — нижняя высота орбиты;

R_3 — радиус Земли;

r_k — радиус конечной орбиты;

H_k — высота конечной орбиты;

μ — гравитационная постоянная Земли, равная $3,986 \cdot 10^{14} \text{ м}^3/\text{с}^2$.

Полученное значение характеристической скорости используется для определения запаса топлива:

$$M_T = M_0 \left(1 - \frac{1}{e^{W_{ЖРД} / J_{y\partial ЖРД}}} \right), \quad (6)$$

где M_0 — масса груза, выводимого на околоземную орбиту данным РН;

$J_{y\partial ЖРД}$ — удельный импульс ЖРД.

Далее вычисляется суммарный импульс тяги ЖРД I_Σ

$$I_\Sigma = M_T \cdot J_{y\partial ЖРД}. \quad (7)$$

Задаваясь тягой разгонного блока P , определяется время его работы $\tau_{PБ}$

$$\tau_{PБ} = \frac{I_\Sigma}{P}. \quad (8)$$

С учетом известного отношения α сухой массы РБ к массе топлива прототипа РБ определяется величина сухой массы разгонного блока $M_{PБcух}$

$$M_{PБcух} = \alpha \cdot M_T. \quad (9)$$

Так как предполагается, что РБ без выработанного топлива остается в составе мусорособирающего КА, масса последнего M_{MC} находится из выражения

$$M_{MC} = M_0 - M_T. \quad (10)$$

3.3 Расчет характеристик ЭРДУ

Для заданных высот H_0 и H_k рассчитываются r_0^* , \tilde{r}_k^* и определяется характеристическая скорость ЭРД:

$$W_{ЭРД} = \sqrt{\frac{\mu}{r_0^*} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\tilde{r}_k^*}} \right)}, \quad (11)$$

где $\tilde{r}_k^* = \frac{r_k}{r_0^*}; \quad (12)$

r_0^* — радиус орбиты, на которой заканчивается работа ЭРДУ.

Выбирается прототип ЭРД, для которого задается время активной работы $\tau_{ЭРД}$ и рассчитываются потребляемая мощность N и тяга P

$$N = \frac{J_{y\partial ЭРД}^2 \cdot M_{PT}}{2\eta_T \tau_{ЭРДУ}}, \quad (13)$$

$$P = N / \xi, \quad (14)$$

где $J_{y\partial ЭРД}$ — удельный импульс;

η_T — тяговый КПД;

ξ — цена тяги, определяемая из [4].

M_{PT} — масса рабочего тела

$$M_{PT} = M_{MC} \left(1 - \frac{1}{e^{W_{xap ЭРД} / J_{y\partial ЭРД}}} \right). \quad (15)$$

Далее определяются массовые характеристики транспортной системы в целом, целевой и служебной аппаратуры.

Для МС с ЭРДУ можно записать:

$$M^*_{MC} = M_{ПН} + M_{СЭП} + M_{конст} + M_{СПУ} + \\ + M_{CA} + M_{Д} + M_{PT} + M_{СХПРТ}, \quad (16)$$

где M^*_{MC} — масса МС за вычетом $M_{PБcух}$.

Из (16) следует, что

$$M_{PH} = M^*_{MC} - (M_{C\mathcal{E}P} + M_{конст} + M_{СПУ} + M_{CA} + M_D + M_{PT} + M_{СХПРТ}), \quad (17)$$

где M_{PH} – масса полезной нагрузки (масса улавливающего элемента МС с элементами крепления и развертывания в рабочее положение);

$M_{C\mathcal{E}P}$ – масса системы электропитания;

$M_{конст}$ – масса конструкции МС;

$M_{СПУ}$ – масса системы преобразования и управления ЭРДУ;

M_{CA} – масса служебной аппаратуры МС;

M_D – масса двигателя;

M_{PT} – масса рабочего тела;

$M_{СХПРТ}$ – масса системы хранения и подачи рабочего тела;

$$M_{C\mathcal{E}P} = \beta \cdot N; \quad (18)$$

$$M_{конст} = 0,7 \div 0,8 \cdot (M_{СПУ} + M_{C\mathcal{E}P} + M_D + M_{СХПРТ}); \quad (19)$$

$$M_{СХПРТ} = \gamma_B M_{PT}. \quad (20)$$

Значение β может быть принятым, например, 50 кг/кВт [5], $M_{СПУ} = 10$ кг [4], $M_{CA} = 264$ кг [6], $\gamma_B \approx 0,15$ [5].

Масса полезной нагрузки M_{PH} мусорособирающего КА для шарообразного улавливающего элемента (с элементами крепления и развертки) определяется из соотношения

$$M_{PH} = 4\pi R^2 \delta, \quad (21)$$

откуда радиус улавливающего элемента МС

$$R = \sqrt{\frac{M_{PH}}{4\pi\delta}}, \quad (22)$$

где δ – плотность оболочки улавливающего элемента.

4 Полученные результаты

Для выведения МС на конечную орбиту были рассмотрены РН разработки США, Франции, Китая, а также Украины и России с орбитой выведения 200 км. Начальная высота орбиты H_0 для работы ПУЭ принималась равной 1200 км, конечная $H_k = 500$ км. Удельный импульс ЭРД $J_{ЭРД} = 20000$ м/с. Время активной работы МС от начальной до конечной орбиты $T_{ЭРД} = 0,5$ года. Плотность оболочки улавливающего элемента $\delta = 0,2$ кг/м². По результатам расчетов были построены гистограммы радиусов ПУЭ для РН различных разработок (рис. 1-4). При этом на рис. 4 для РН Украины и России приведены значения радиусов ПУЭ в двух случаях: идеальном, когда масса элементов крепления ПУЭ к МС и развертывания в рабочее положение равна нулю, и когда эта масса составляет 20 % от общей массы ПУЭ.

Естественно, что РН большей грузоподъемности способны вывести на околоземную орбиту МС большей массы с большим радиусом ПУЭ. При этом для существующих РН США (см. рис. 1) радиус ПУЭ с плотностью оболочки 0,2 кг/м² может составить от 25 до 94 м; для РН Франции (см. рис. 2) – от 37 до 77 м, для РН Китая (см. рис. 3) – от 27 до 58 м, для РН Украины и России (см. рис. 4) – от 32 до 112 м.

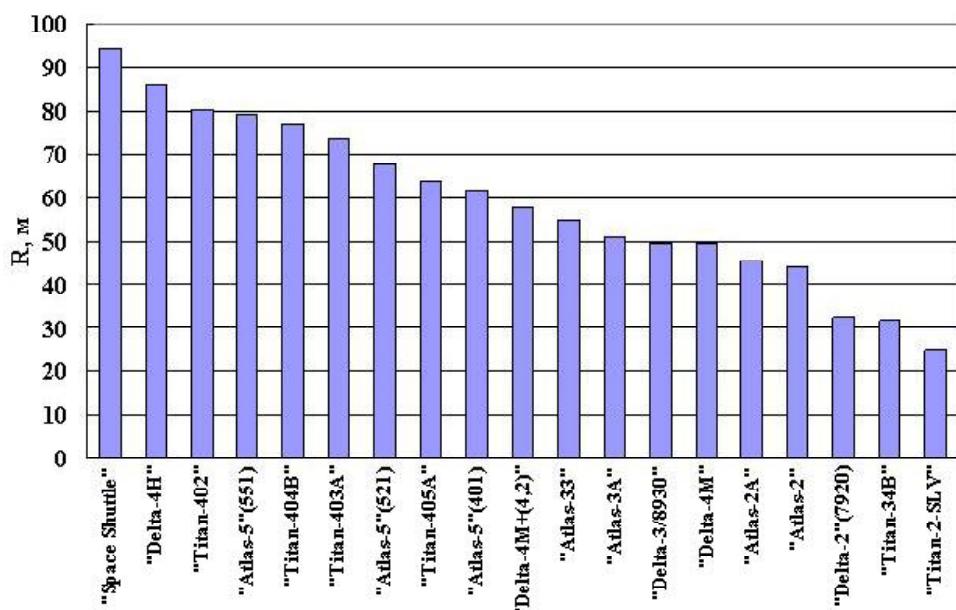


Рис. 1. Зависимость радиуса ПУЭ мусорособирающего КА от энергетических возможностей РН США

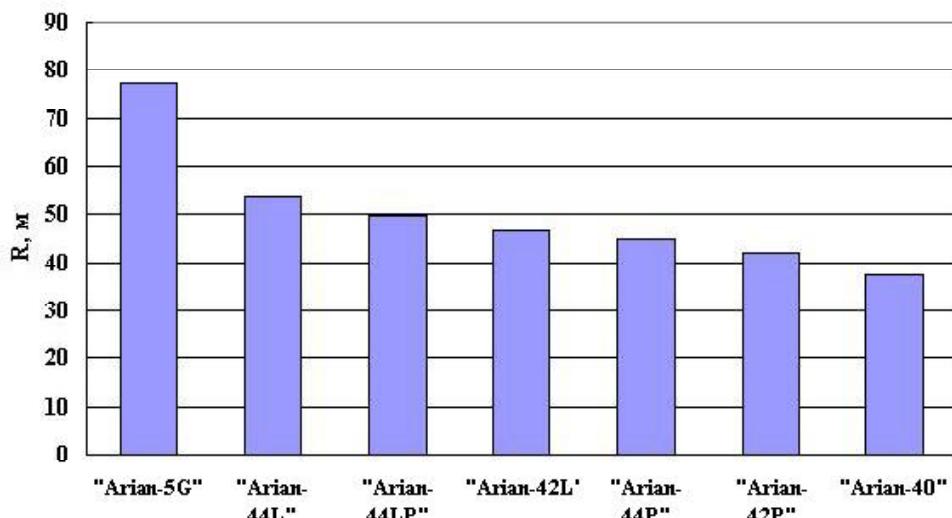


Рис. 2. Зависимость радиуса ПУЭ мусорособирающего КА от энергетических возможностей РН Франции

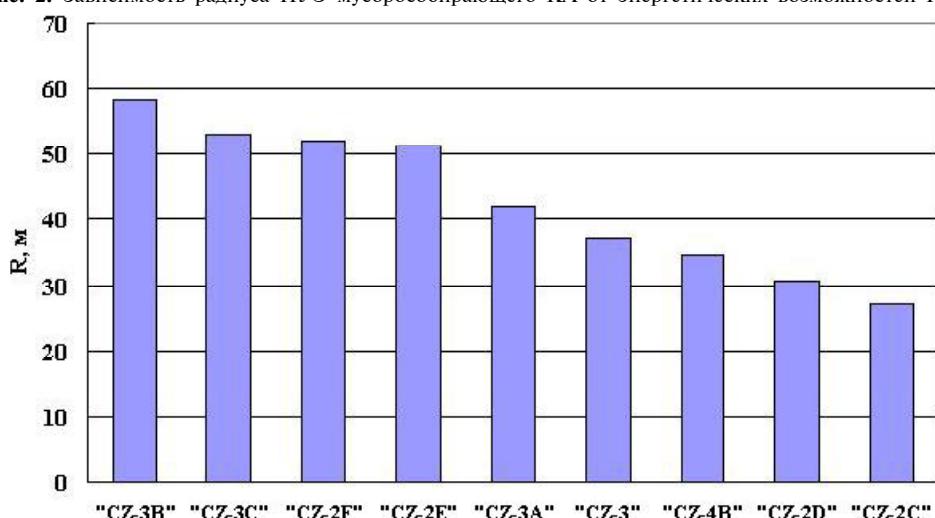


Рис. 3. Зависимость радиуса ПУЭ мусорособирающего КА от энергетических возможностей РН Китая

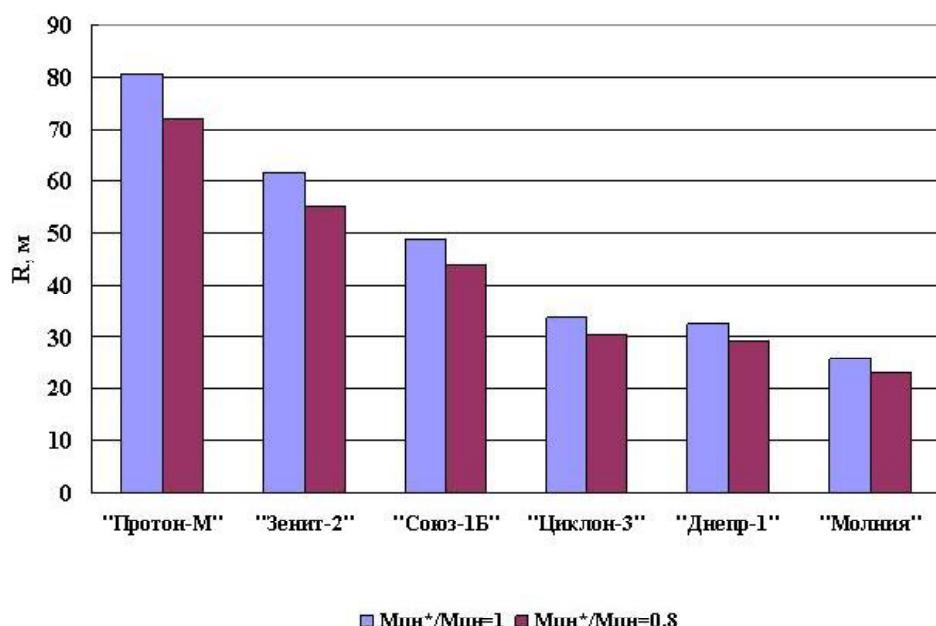


Рис. 4. Зависимости размера ПУЭ мусорособирающего КА от энергетических возможностей РН Украины и России

Проведенные расчеты показали, что для РН США масса МС находится в диапазоне от 2 до 24,0 т, масса ПУЭ – от 1,6 до 22,4 т; для РН Франции – от 4,1 до 16,2 т и от 3,5 до 15 т; для РН Китая – от 2,3 до 9,5 т и от 1,9 до 8,5 т; для РН Украины и России – от 3,2 до 17,1 т и 2,5 до 16,2 т соответственно.

Заключение

Полученные результаты указывают на возможность проектирования предлагаемых мусорособирающих космических аппаратов, масса и радиус улавливающих мусор элементов которых изменяются в широком диапазоне. Тот факт, что использование ЭРДУ может обеспечить длительное функционирование таких аппаратов на орбитах, позволяет рассчитывать на достижение высокой целевой эффективности предлагаемого метода очистки космоса от мелкого мусора.

Перечень ссылок

1. Шевцов А. В. Мелкий космический мусор. Анализ развития и способы борьбы / А. В. Шевцов, А. С. Макарова // Космічна наука і технологія. Додаток до журналу. – Д.: ДНУ, 2002. – Т. 8, № 1. – С. 176–179.
2. Уманский С. П. Ракеты-носители, космодромы / С. П. Уманский. – М. : Рестард+, 2001. – 216 с.
3. Сафонович В. Ф. Энерговесовая эффективность межорбитальных перелетов КА различных типов / В. Ф. Сафонович, А. В. Чинарев, М. Эмдин // Космические исследования. – 1977. – Т. XV. – Вып. 4. – С. 540–545.
4. Popov G. Electric Propulsion Subsystem Development and Application in Russia / G. Popov et al. // Proceeding 3rd Spacecraft Propulsion Conference, 10-13 October 2000. – Cannes, France, 2000. – Р. 21–26.
5. Разработка УТЭП для околоземных межорбитальных перелетов: научно-технический отчет / ГКБ «Южное»; рук. Г. В. Тарасов. – № УТЭП1.1-1.3 ТО. – Д., 2004. –150 с.
6. Konstantinov M. The analysis of influence of electrical propulsion characteristics on efficiency of transport maneuvers / M. Konstantinov // The 30-th International Electrical Propulsion Conference, 17-20 September 2007. – Florence, Italy, 2007. – JEPC-2007-212. – 18 р.

Поступила в редакцию 17.10.2009

N. M. Dron, L. G. Dubovik, A. I. Kondratiev, P. G. Horolsky

CALCULATION OF PERFORMANCE CHARACTERISTICS OF THE SPACE VEHICLE FOR COLLECTION OF SMALL-SIZED SPACE GARBAGE

Наведено результати розрахунку основних характеристик запропонованого сміттєзбирального космічного апарату – сміттєзбирача (СЗ) залежно від енергетичних можливостей ракет-носіїв (РН), які використовуються. Критерієм оцінки цих характеристик розглянуто масу та радіус пасивного елемента, що уловлює, дрібного космічного сміття (ПУЕ), що визначаються з використанням розробленої методики розрахунку тягових і енергомагнітних характеристик СЗ з ЕРРУ.

Космічне сміття, збірник сміття, пасивний елемент, що уловлює, ракета-носій, розгинний блок, ЕРД

There are presented results of the calculation of basic characteristics of the proposed garbage-collection space vehicle – garbage-collector (GC) depending on power potential of applied carrier rockets (CR). Estimation of these characteristics is based on weight and radius of the passive collecting element (PCE) for small-sized space garbage, determined by means of the developed method for calculation of thrust and power-mass characteristics of GC with EP unit.

Space garbage, garbage collector, passive collecting element, carrier rocket, upper-stage rocket, EP.

Ю. А. Сахно¹, Е. Ю. Сахно², Я. В. Шевченко²

¹ Государственный технологический университет;

² Государственный институт экономики и управления, г. Чернигов

УМЕНЬШЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ИЗНОСА КОЛЕНЧАТОГО ВАЛА ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ АВТОМОБИЛЯ

Рассмотрены силы, действующие в кривошипно-шатунном механизме двигателя внутреннего сгорания. Разработана новая схема автоматической компенсации величины износа коренных шеек коленвала. Определены конструктивные параметры управляющего золотника привода для компенсации перемещений коленвала под нагрузкой.

Коленчатый вал, коренная шейка, кривошипно-шатунный механизм, золотник

Вступление

Известно, что износ вала и подшипников двигателей внутреннего сгорания (ДВС), вызывает увеличение зазоров между подшипниками и цапфами, а при определенных величинах зазора сопровождается ударами коленчатого вала о поверхность подшипника [1]. Поясняется это тем, что увеличение зазора между валом и подшипником ведет к увеличению эксцентриситета в подшипнике и, как следствие, инерционных нагрузок и контактных напряжений в сопряжении. Величину зазора можно компенсировать, обосновав гравитационно-допустимые зазоры в сопряжении вал-подшипник как исследовательскими, так и расчетными методами. В существующих карбюраторных и дизельных двигателях для уменьшения изнашивания коленвала и подшипников используются моторные масла марок МС и другие [2], с износостойкими присадками. Однако смазочные масла имеют большую стоимость и требуют очистки с повторной их регенерацией.

Методика исследований

Суммарные силы, действующие в кривошипно-шатунном механизме, определяются путем алгебраического сложения сил давления P_r и сил энергий P_i возвратно-поступательного движения масс [3]:

$$P = P_r + P_i. \quad (1)$$

Суммарная сила P направлена по оси цилиндра и приложена к оси поршневого пальца. При этом, воздействие от силы P передается на стени цилиндра перпендикулярно оси, и на шатун по направлению его оси.

Силы давления газов, действующие на площадь поршня, для упрощения динамического расчета заменяют одной силой, направленной вдоль оси цилиндра и она определяется для каж-

дого момента времени при повороте коленвала на угол φ :

$$P_r = (p_k - p_0)Fn \cdot 10^6, \quad (2)$$

где Fn – площадь поршня в мм^2 ; $(p_k - p_0)$ – разность давлений в Па.

Силы инерции, действующие в кривошипно-шатунном механизме, в соответствии с характером движения приведенных масс подразделяются на силы инерции поступательно движущихся масс P_i и силы вращающихся масс P_j :

$$\begin{aligned} P_i &= -m_i J = -m_i R\omega^2 (\cos \varphi + \lambda \cos 2\varphi); \\ P_j &= -m R\omega^2, \end{aligned} \quad (3)$$

где m – масса движущихся деталей, кг; J – ускорение деталей, $\text{м}/\text{с}^2$; ω – угловая скорость вращения коленчатого вала, с^{-1} ; R – радиус шейки коленвала, мм ; $\lambda = \frac{R}{L_{uu}}$ – отношение радиуса коленвала к длине шатуна.

Сила P направлена перпендикулярно коленвалу; от ее действия возникают две составляющие – сила, направленная по радиусу коленвала K , и тангенциальная сила T , направленная по касательной к окружности радиуса коленвала:

$$K = P \frac{\cos(\varphi + \beta)}{\cos \beta}; T = P \frac{\sin(\varphi + \beta)}{\cos \beta}, \quad (4)$$

где β – угол отклонения оси шатуна от оси цилиндра.

Результирующая сила R_{kii} (от сил K и T), действующая на коренные шейки коленвала определяется геометрическим сложением равных сил (но противоположных по направлению) от двух смежных колен:

$$\vec{R}_{kii} = \vec{R}'_{k_i} + \vec{R}_{k(i+1)}, \quad (5)$$

где $R_{k_i} = -R_{k_i} \frac{l_2}{L}$; $R_{k(i+1)} = -R_{k(i+1)} \frac{l_1}{L}$; L – расстояние между центрами соединенных коренных шеек; l_1 и l_2 – расстояние по оси вала между центрами коренной и шатунной шеек (рис. 1, а).

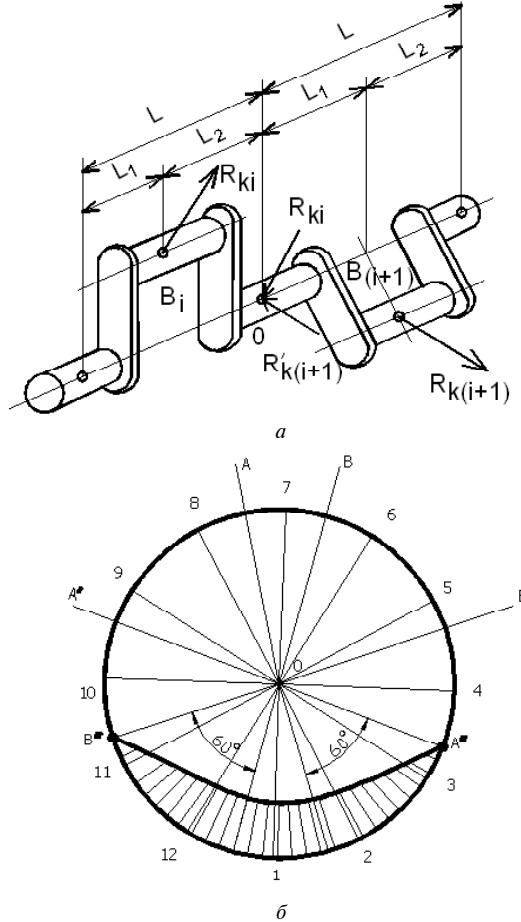


Рис. 1. Схема сил, действующих на коренную шейку (а); диаграмма износа шейки (б) (заштрихованная часть)

При работе ДВС под нагрузкой происходит увеличение силы R_{kii} . При этом наблюдается смещение коленвала в пределах радиального зазора между коренными шейками и подшипником, и тогда возникает металлический контакт между сопрягающимися деталями, сопровождающийся износом (рис. 1, б).

В данной работе поставлена задача увеличения срока службы коленчатого вала путем вмонтирования в механическую систему двигателя золотника-регулятора жидкости, с помощью которого дополнительно подается смазка в зазор δ с целью кратковременного повышения давления в смазочном слое подшипников в момент увеличения сил, которые действуют на шейку вала.

Результаты исследований

На основании данных прочностного расчета коренных подшипников [3] при принятых:

$d_{kii} = 100$ мм, рабочая ширина вкладыша $l_{kii} = 40$ мм, среднее удельное давление на поверхности шейки $K_{kii} = 10,5$ МПа/м², и частота вращения коленвала $n = 2300$ об/мин, – диаметральный зазор для подшипника залитого свинцовистой бронзой, будет $\Delta = 0,8 \cdot 10^{-3} d_{kii} = 0,08$ мм, с минимальной толщиной масляного слоя $h_{min} = 4,86$ мкм и величиной критического слоя $h_{kp} = 0,0024$ мкм.

Рассмотрим модернизированную систему смазывания коренных шеек коленвала 1 двигателя внутреннего сгорания [4]. Система имеет корпус 10, в котором упорное кольцо 9 установлено на шейку коленвала 1 и находится в постоянном контакте с несколькими регулирующими стержнями 5, расположенными по окружности через 90° , которые через следящий элемент 8 с передаточным отношением $i = a/b$ передают сигналы на перемещение поршня управляющего золотника 7, в который подается жидкость под давлением p_{H2} (рис. 2, а) от дополнительного насоса. Питание коренных шеек коленвала происходит от основного насоса с давлением p_{H1} .

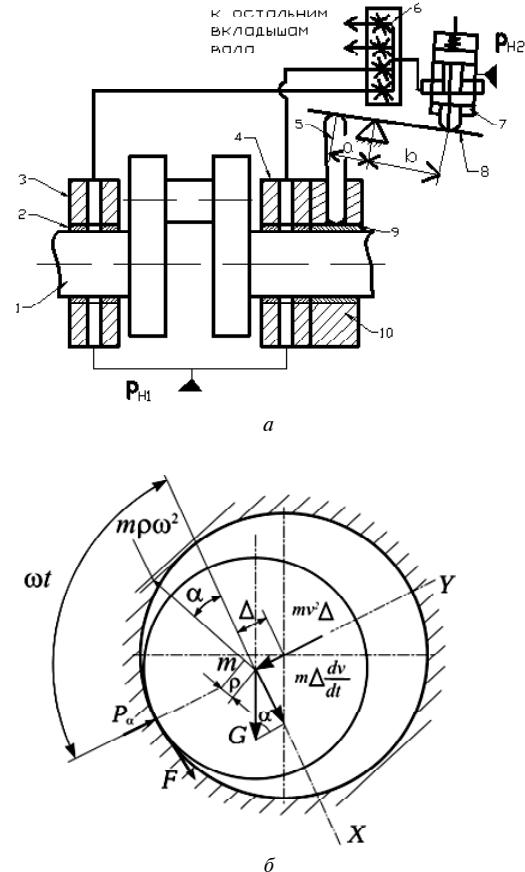


Рис. 2. Схема компенсации смещения коленвала (а); схема цапфы, вращающейся в опоре под нагрузкой (б)

Схема работает следующим образом. При увеличении сил, действующих на шейку коленвала, диаметральный зазор δ между коленвалом 1 и вкладышем 2 гидродинамического подшипника уменьшается на граничную величину, при которой происходит перемещение регулирующего стержня 5.

Стержень 5 воздействует на следующий элемент 8, который с передаточным отношением i усиливает переданный сигнал (величину перемещения шейки вала вследствие его контакта с управляющим кольцом 9) и передает его к управляющему золотнику 7. В результате чего жидкость от дополнительного насоса через делитель потока 6 поступает в сопряжение «шейка коленвала-вкладыш», что приводит к увеличению давления в месте металлического контакта и создает дополнительную силу, которая удерживает вал в исходном положении.

При обосновании гранично-допустимых зазоров в сопряжении коленвал-подшипник скольжения можно исходить из разных критериев, которые определяют гранично-допустимое эксплуатационное состояние сопряжения. Для подшипников скольжения в электрических генераторах, электродвигателях, приспособлениях для наматывания ниток упаковки и т.д., можно считать режим работы нормальным, если вал во время вращения находится в нижней части подшипника, выполняя при этом также маятниковые колебания. Эти колебания при износе сопряжения вал-подшипник увеличиваются и при определенном износе могут перейти к прецессионному (блуждающему) движению вала в подшипнике.

Однако в ряде случаев «блужданье вала» в подшипнике скольжения отвечает нормальному рабочему режиму машины (например, сопряжение подшипник-коленчатый вал двигателя внутреннего сгорания). Для поиска способов повышения работоспособности компенсационной системы рассмотрим режимы работы подшипников коленчатого вала двигателя внутреннего сгорания. Первый режим характеризуется маятниками колебаниями, второй – периодическими ударами вала по окружности и третий режим – движением вала по окружности подшипника скольжения, который, как правило, сопровождается качением коленвала со скольжением. Наиболее неустойчивым режимом относительно работоспособности подшипников считаю второй режим, который характеризуется ударами коленвала о подшипник. Другие режимы более спокойны, однако вызывают износ подшипников. Кроме того, третий режим сопровождается развитием значительных динамических давлений на узел подшипника.

Допустим, что коленвал вращается в подшип-

нике скольжения с угловой скоростью ω . На него действует сила тяжести G , крутящий момент $mv^2\Delta$ (Δ -рис. 2, б), тангенциальная сила инерции $m_n\Delta \frac{dv}{dt}$, крутящий момент $m\omega^2\rho$ от неуравновешенности, сила трения F , и реакция вала P_a на подшипник [5].

Из условия равновесия указанных сил будем иметь (рис. 2, б):

$$m\Delta \frac{dv}{dt} = m\omega^2\rho \sin(\omega t - \alpha) - G \sin \alpha - F; \quad (6)$$

$$P_a = g \cos \alpha + mv^2\Delta + m\omega^2\rho \cos(\omega t - \alpha), \quad (7)$$

где g – ускорение свободного падения, м/с²; m – неуравновешенная масса, кг; ρ – расстояние от геометрической оси, мм; v – скорость вращения вала в подшипнике м/сек; α – угловое смещение коленвала от положения равновесия.

Выражение (7) представляет граничное условие столкновения вала с подшипником. Объединяя уравнение (6) и граничное условие (7), получим уравнение движения с учетом ограничений, полученных путем дифференцирования уравнения (6) по значению α :

$$\frac{d\left(m\Delta \frac{dv}{dt}\right)}{d\alpha} = -G \cos \alpha - m\omega^2\rho \cos(\omega t - \alpha) - \frac{dF}{d\alpha}.$$

Складывая производную из выражения (7), получим:

$$\frac{d\left(m\Delta \frac{dv}{dt}\right)}{d\alpha} = mv^2\Delta - P_a - \frac{dF}{d\alpha}.$$

Не принимая во внимание изменения силы

трения $\frac{dF}{d\alpha} = 0$, приняв $m = \frac{G}{g}$, получаем:

$$d\left(\frac{G}{g} \frac{dv}{dt} \Delta\right) = \frac{G}{g} v^2 \Delta d\alpha - P_a d\alpha. \quad (8)$$

Таким образом, после интегрирования получим:

$$\frac{dv}{dt} = \pm v\omega_M \sqrt{\frac{1}{2} \frac{P}{G} \left(\frac{1}{2} \frac{G}{P_a} \frac{v^2}{\omega_M^2} - 1 \right)^{0.5}}, \quad (9)$$

где ω_M^2 – квадрат частоты маятниковых колебаний вала, равный $\omega_M^2 = \frac{g}{\Delta}$, $\frac{d\alpha}{dt} = \gamma$.

Если принять, что $x = \alpha v$, $\alpha = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{G}{P_a} \frac{1}{\omega_M}} - 1$, то уравнение (9) принимает вид:

$$\frac{dx}{dt} = \pm \frac{x}{2\alpha} \cdot \sqrt{x^2 - 1},$$

$$\text{откуда } t = \pm 2\alpha \cdot \int \frac{dx}{x\sqrt{x^2 - 1}} + C_2 = \pm 2\alpha \cdot \arcsin \frac{1}{x} + C'_2,$$

$$\text{где } C_2 = C'_2 = 0.$$

Таким образом, время металлического контакта поверхности коленвала с подшипником рассчитывается по выражению: $t = \pm 2\alpha \cdot \arcsin \frac{1}{x}$.

В данной работе предлагается подавать дополнительный объем жидкости для повышения давления и его несущей способности, чтобы избежать смещения коленчатого вала под нагрузкой. При этом несущая способность одноклинового подшипника при заданном эксцентричестве определяется уравнением гидродинамики, решение которого имеет вид:

$$P = \frac{P_0}{(1 + x \cos \theta)^2}, \quad (10)$$

где P_0 — нагрузка, действующая на вал; x — относительный эксцентричеситет: $x = \frac{2e}{\Delta}$, где Δ — диаметральный зазор, e — эксцентричеситет.

При этом управляющий золотник и втулка притираются, обеспечивая рабочий зазор 0,01–0,05 мм, чтобы, будучи смазанным минеральным маслом и установленным в вертикальном положении, золотник свободно перемещался под действием собственного веса. Золотник (всего их четыре, установленных под углом 90°) выполнен из стали 12ХН3А, цементирован на глубину 0,8 мм и зака-

лен в масле до твердости HRC 58–62. Конусность и овальность рабочей цилиндрической поверхности золотника не более 0,005 мм. Втулка изготовлена из стали марки 40ХНМА и закалена в масле до твердости HRC 30–35, а затем прошлифована.

Вследствие радиального зазора $\delta_r \neq 0$ при осевом зазоре $\delta_0 = 0$ расход жидкости от дополнительного насоса в дроссельной щели примерно 1 л/мин. На рис. 3 показаны конструкция золотника и экспериментальные данные [6] истечения масла «Индустриальное 20» через рабочие щели дроссельных золотников Ж 10 мм при перепадах давлений 1,3 и 0,5 МПа. Размеры золотника и втулки выполнены из условия, при котором в начальном положении золотника имеется нулевое перекрытие щели (рис. 3, a). Дроссельная щель выполнена прямоугольной формы, обеспечивая линейное изменение площади проходного сечения, пропорционально осевому смещению золотника. Длина дросселирующей щели определяется по формуле:

$$a = d \cdot \sin \frac{\beta^\circ}{2},$$

где d — диаметр золотника.

Площадь проходного сечения щели равна $S = 2\alpha \cdot h$, где h — осевое смещение золотника мм.

Расходы жидкости при нулевом положении золотника проходят в основную магистраль смазывания и вместе с жидкостью, которая подается основным насосом системы, поступает к смазываемым точкам. Осевое смещение золотника на величину 0,1 мм приводит к дополнительной подаче смазки к местам смазывания 4–5 л/мин, в результате чего повышается давление в масляной системе коренного подшипника и коленчатый вал не смещается, исключая металлический контакт между трущимися поверхностями.

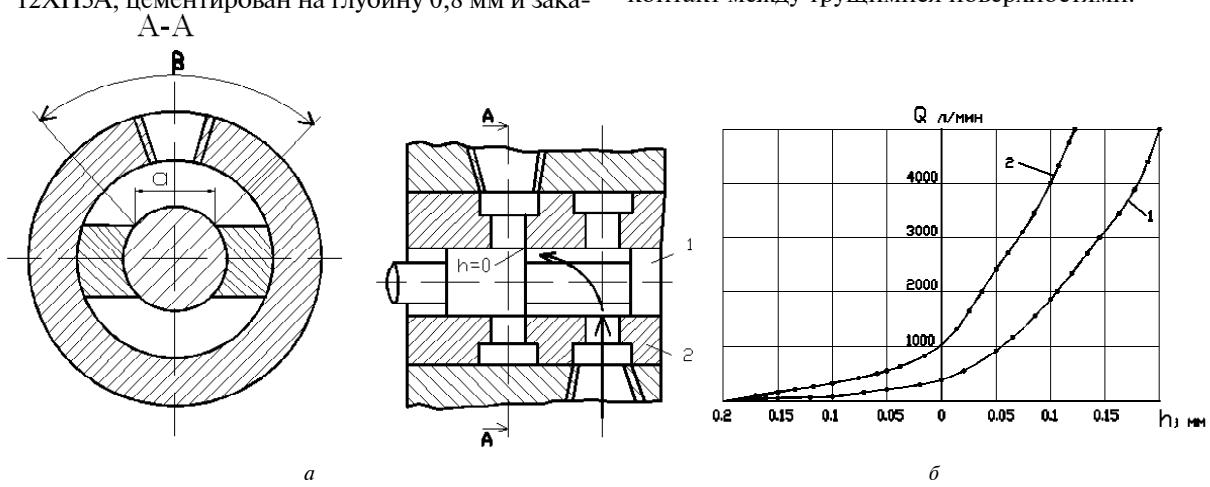


Рис. 3. Конструктивная схема золотника (a); зависимость расхода масла от величины щели (б):

1 — $p = 0,5$ МПа; 2 — $p = 1,3$ МПа

Обсуждение

Определено, что на отдельных участках поверхности по окружности подшипников скольжения ДВС в результате появления большого удельного давления, толщина масляного слоя уменьшается, несущий масляный слой в этих местах практически исчезает и поверхности разделяются лишь тонкой пленкой толщиной h_{\min} . Во время работы подшипника эта пленка быстро перегревается и теряет смазочные свойства, что приводит к непосредственному контакту металлических трущихся поверхностей, вызывая их износ и схватывание. Поэтому проблему предотвращения уменьшения толщины масляного слоя при больших удельных давлениях в подшипнике скольжения является одной из основных задач при конструировании двигателей внутреннего сгорания.

Выводы

1. Разработана новая автоматическая система уменьшения износа коренных шеек коленвала при работе двигателя внутреннего сгорания.
2. Рассмотрены силы, действующие на коренную шейку коленвала и, на основании решения уравнения динамики вращательного движения цапфы в опоре, определено время металлического контакта между сопрягаемыми деталями.

3. Определены конструктивные параметры управляющего золотника гидравлической системы при изменении расхода рабочей жидкости и величины перекрытия рабочих окон золотника.

Перечень ссылок

1. Хоменко І. М. Технологічні критерії граничного зносу машин : Монографія / І. М. Хоменко – Чернігів : ЧДТУ, 2005. – 191 с.
2. Алексеев В. П. Двигатели внутреннего сгорания: устройство и работа поршневых и комбинированных двигателей / [В. П. Алексеев, В. Ф. Воронин, Л. В. Грехов и др.] ; [под общ. ред. А. С. Орлина]. – М. : Машиностроение, 1990. – 288 с.
3. Колчин А. И. Расчет автомобильных и транспортных двигателей /А. И. Колчин, В. П. Демидов. – М. : Высшая школа, 1971. – 348 с.
4. Сахно Ю. А. Модернізація системи змащування підшипників колінчатого валу / [Ю. А. Сахно, Є. Ю. Сахно, Я. В. Шевченко, С. В. Бойко] // Вісник ЧДТУ, 2008. – № 34. – С. 95–99.
5. ГОСТ 22061 – 76. Система классов точности балансировки. М. : Изд-во стандартов, 1977. – 140 с.
6. Лещенко В. А. Гидравлические следящие приводы для автоматизации станков / В. А. Лещенко – М. : Машиностроение, 1962. – 368 с.

Поступила в редакцию 13.07.2009

Yu. A. Sakhno, Ye. Yu. Sakhno, Ya. V. Shevchenko

AUTOMOBILE INTERNAL COMBUSTION ENGINE'S CRANKSHAFT WEAR RATE REDUCTION

Розглянуто сили, які діють в криовошипно-шатунному механізмі двигуна внутрішнього згоряння. Розроблена нова схема автоматичної компенсації величини зношування корінних шийок коленвала. Визначено конструктивні параметри управлюючого золотника приводу для компенсації зміщення коленвала під навантаженням.

Колінчастий вал, корінна шийка, криовошипно-шатунний механізм, золотник

There are reviewed forces, which are operating in the crank mechanism of internal combustion engine. There is developed new circuit of the crankshaft necks' automatic wear rate compensation. There are determined design parameters of control sliding valve of the drive for compensation of the loaded crankshaft movement.

Crankshaft, crankshaft neck, crank mechanism, sliding valve

УДК 621. 431. 74

Канд. техн. наук С. М. Литвин, І. А. Швець**Політехнічний інститут національного університету кораблебудування імені адмірала Макарова,
м. Первомайськ**

ВДОСКОНАЛЕННЯ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ РОЗРАХУНКУ РОБОЧОГО ПРОЦЕСУ ГАЗОВИХ ДВИГУНІВ З ВРАХУВАННЯМ ОСОБЛИВОСТЕЙ ГАЗОПОДІБНИХ ПАЛИВ

Розглянуто питання вдосконалення математичної моделі розрахунку робочого процесу газових двигунів, за рахунок обліку складу та фізико-хімічних властивостей газових палив.

Газовий двигун, робочий процес, паливний газ, універсальна газова стала, показник адіабати, теплоємкість

Використання газоподібних палив, які видобуваються з надр Землі та відновлюваних газів – біогазу, генераторного та піролізного газів, зважищного та інших газів, що утворюються з органічної сировини рослинного походження, є одним з пріоритетних напрямків розвитку економіки України. Водночас, на відміну від палив нафтового походження, паливні гази суттєво відрізняються один від одного по фракційному складу, теплотворній здатності, та іншим фізико-хімічним властивостям. В залежності від виду паливного газу його частка в циліндрі двигуна складає від 5 до 30 % [4, 6, 7], що не дозволяє нехтувати його властивостями при розрахунку робочого процесу газових двигунів.

Постановка проблеми

Існуючі моделі розрахунку дійсного циклу двигуна мають свої особливості. Більшість із них адаптовано для розрахунку робочого процесу дизельних двигунів, розвиток яких тривав чим був пріоритетним напрямком [2, 5]. В зв'язку з цим, в них недостатньо повно враховано особливості протікання робочого циклу газових двигунів, і тому вдосконалення існуючих розрахункових моделей з метою адаптації їх для розрахунку робочого циклу газових двигунів є актуальним.

Аналіз останніх досліджень і публікацій показує, що конвертація двигунів для роботи на газоподібних паливах неможлива без теоретичних досліджень робочого процесу [3]. На даний час існує ряд добре відпрацьованих методик розрахунку дизельних двигунів, які після ряду вдосконалень можна використовувати і для газових двигунів.

Однією з найбільш відомих є математична модель об'ємного балансу розрахунку параметрів дійсного робочого циклу двигуна внутрішнього згоряння, що запропонована професором Глаголевим М. М. [2], її адекватність та ефективність

підтверджена результатами експериментальних досліджень.

В основі математичної моделі, запропонованої професором Глаголевим М. М., закладена система з чотирьох основних рівнянь:

$$V(\varphi) = V_h \left[\frac{1}{\varepsilon - 1} + \frac{\sigma(\varphi)}{2} \right]; \quad (1)$$

$$p(\varphi + \Delta) = p(\varphi) \left(\frac{V(\varphi)}{V(\varphi + \Delta)} \right)^k e^{k \frac{\sqrt{2R}}{6n} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} (A\sqrt{T_s} - B\sqrt{T} - C\sqrt{T} + D\sqrt{T_T}) d\varphi}; \quad (2)$$

$$M(\varphi + \Delta) = M(\varphi) e^{k \frac{\sqrt{2R}}{6n} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} (A\sqrt{T_s} - B\sqrt{T} - C\sqrt{T} + D\frac{T}{\sqrt{T_T}}) d\varphi}; \quad (3)$$

$$T(\varphi) = \frac{p(\varphi)V(\varphi)}{8,314M(\varphi)}. \quad (4)$$

Дана система рівнянь дозволяє визначити поточні значення чотирьох основних показників робочого тіла в циліндрі, а саме: об'єму простору над поршнем в циліндрі – $V(\varphi)$, величини тиску робочого тіла в циліндрі $p(\varphi + \Delta)$ та молекулярної маси робочого тіла – $M(\varphi + \Delta)$ на кожному наступному кроці інтегрального обчислення, а також температури робочого тіла в циліндрі – $T(\varphi)$.

Невирішена раніше частина проблеми

Якщо дизельні палива мають відносно стабільний хімічний склад і кількість дизельного палива в складі робочого тіла в циліндрі двигуна відносно мала, то газоподібні палива мають суттєві розбіжності, як по своїм фізико-хімічним параметрам, так і по фракційному складу. Не враховувати дані обставини не можна, особливо в процесах газообміну та стискання.

Серед термодинамічних величин, що входять до рівнянь (2) та (3) методики М. М. Глаголєва,

присутні показник адіабати робочого тіла k та газова стала робочого тіла R . Ці параметри робочого тіла залежать від фізико-хімічних властивостей робочого тіла та впливають на вихідні параметри математичної моделі.

В зв'язку з цим, постає задача врахування впливу вищезгаданих величин в математичній моделі розрахунку робочого циклу ДВЗ, що працюють на газоподібних паливах.

Викладення основного матеріалу

Враховуючи, що газоподібне паливо є багатокомпонентним по своєму складу, газова стала кожного окремого компоненту визначається на основі залежності:

$$R_i = \frac{8314}{\mu_i}, \quad (5)$$

де 8314 – універсальна газова стала;

μ_i – молекулярна маса i -го газового компоненту;

Для багатокомпонентної газової суміші рівняння набуде вигляду:

$$R_e = \sum_{i=0}^n m_i \frac{8314}{\mu_i}, \quad (6)$$

де m_i – масова доля газового компоненту в паливі;

А газова стала газоповітряної суміші з урахуванням залишкових газів буде описана рівнянням:

$$R_{p.m} = \sum_{i=0}^n m_i \frac{8314}{\mu_i} + m_n \frac{8314}{\mu_n} + \sum_{j=0}^n m_j \frac{8314}{\mu_j}, \quad (7)$$

де μ_n – молекулярна маса повітря;

m_n – масова доля повітря в газоповітряній суміші;

m_j – масова доля j -го компоненту у відпрацьованих газах;

μ_j – молекулярна маса j -го компоненту відпрацьованих газів.

Таким чином багатокомпонентність газового палива та вплив його властивостей на робочий процес буде враховано.

Важливим чинником, який визначає параметри робочого тіла та залежить від фізико-хімічних

властивостей робочого тіла, є і показник адіабати робочого тіла:

$$k_i(\phi) = 1 + \frac{8,314}{\mu c_{vi}(\phi)}. \quad (8)$$

Вихідна величина показника адіабати, як видно із виразу (8), безпосередньо буде залежати від молярної ізохорної теплоємності складових компонентів робочого тіла.

Для визначення молярної ізохорної теплоємності компоненту, зазвичай, використовують лінійну модель вигляду:

$$\mu c_v(T) = a + bT. \quad (9)$$

Застосування даної моделі під час виконання розрахунку дійсного робочого процесу набуло широкого вжитку внаслідок її простоти.

У випадках, коли частка палива в складі робочого тіла значна і на результати розрахунку впливають характеристики палива, необхідним є застосування більш точних моделей.

Для порівняння ефективності застосування різних моделей було виконано інтерполяцію табличних даних [1] молярної ізохорної теплоємності водню H_2 , результати якої представлені на рисунку 1.

Аналіз похибки різних моделей при апроксимації молярних ізохорних теплоємностей надано в таблиці 1.

Обробка експериментальних даних теплоємностей різних газів дозволила отримати необхідні математичні залежності для визначення теплоємностей окремих складових газоподібних палив. Графічне зображення отриманих математичних залежностей для метану (CH_4) надано на рис. 2.

Дане графічне зображення дуже наглядно відображає зміну ізохорної теплоємності при зміні тиску та температури, але є незручним для практичного застосування. На практиці більш зручним є застосування:

a) математичної апроксимуючої залежності
 $\mu C_V(p, T) = -998,172 + 5,55 \cdot 10^{-5} \cdot p + 589,378 \cdot \ln(T) + 1,28 \cdot 10^{-13} \cdot p^2 - 114,081 \cdot \ln(T)^2 - 1,69 \cdot 10^{-5} \cdot p \cdot \ln(T) - 2,88 \cdot 10^{-19} \cdot p^3 + 7,413 \cdot \ln(T)^3 + 1,26 \cdot 10^{-6} \cdot p \cdot \ln(T)^2 + 1,43 \cdot 10^{-13} \cdot p^2 \cdot \ln(T);$

б) апроксимованої номограми, представленої на рис. 3.

Таблиця 1 – Апроксимація даних молярних ізохорних теплоємностей водню

№ п/п	Назва апроксимуючої моделі	Рівняння апроксимуючої моделі	Коефіцієнт кореляції	Стандартна похибка
1	Поліноміальна (5-го ступеню)	$\mu C_V(T) = a + bT + cT^2 + dT^3 + \dots + eT^4 + fT^5$	0,999	0,027
2	Синусоїdalna	$\mu C_V(T) = a + b \cdot \cos(c \cdot T + d)$	0,998	0,065
3	Квадратична	$\mu C_V(T) = a + bT + cT^2$	0,998	0,074
4	Лінійна	$\mu C_V(T) = a + bT$	0,991	0,151

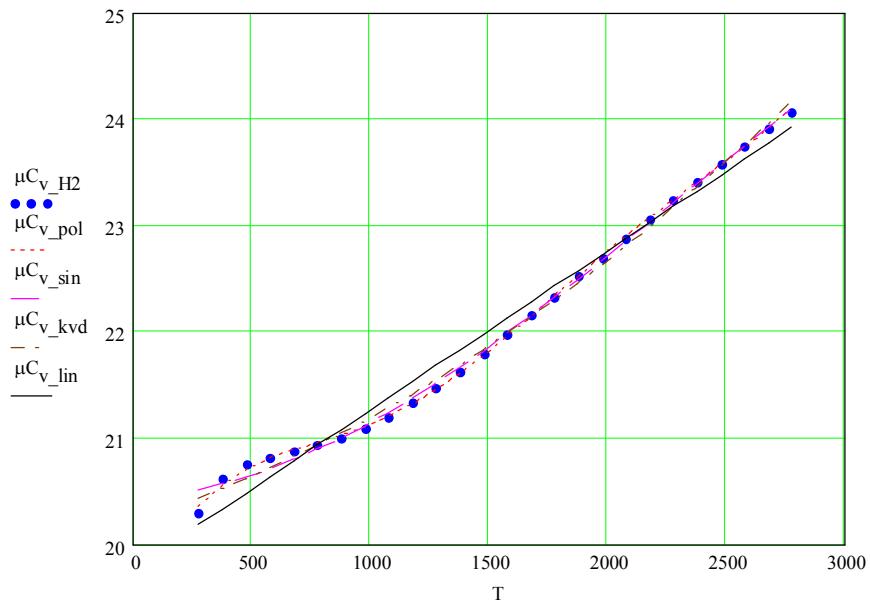


Рис. 1. Порівняння різних апроксимуючих моделей для визначення молярної ізохорної теплоємності водню H_2 :
 $\mu C_{V,H2}$ – дійсна молярна ізохорна теплоємність водню отримана експериментальним шляхом; $\mu C_{V,POL}$ – апроксимована молярна ізохорна теплоємність на основі поліному 5-го ступеню; $\mu C_{V,SIN}$ – апроксимована молярна ізохорна теплоємність на основі синусоїдальної функції; $\mu C_{V,KVD}$ – апроксимована молярна ізохорна теплоємність на основі рівняння квадратичного трохчлену; $\mu C_{V,LIN}$ – апроксимована молярна ізохорна теплоємність на основі лінійного рівняння

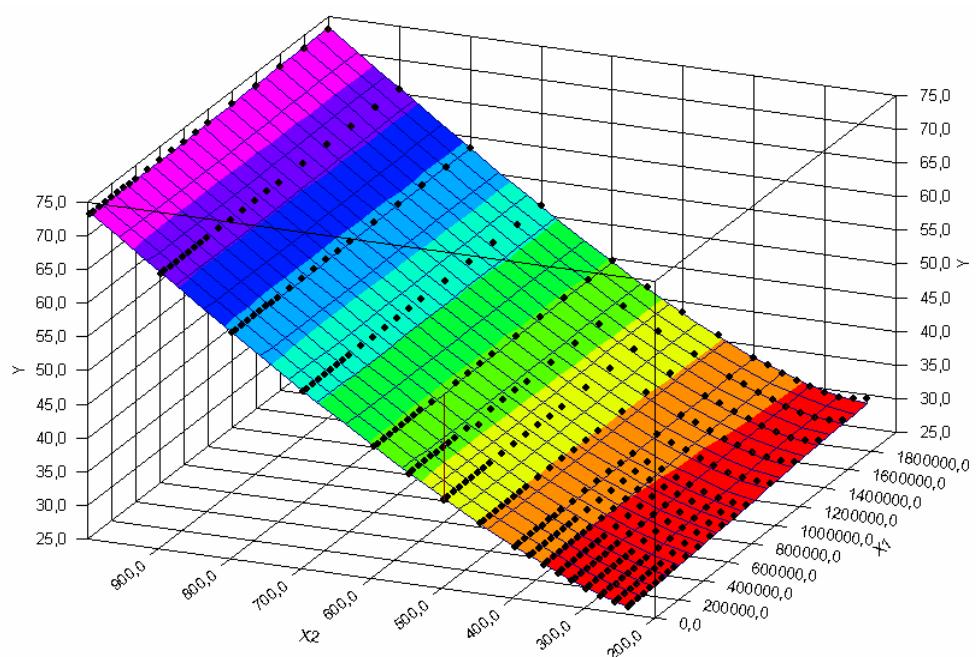


Рис. 2. Ізохорна теплоємність метану (CH_4) в залежності від тиску та температури:

$X1$ – вісь температури (T) в К;

$X2$ – вісь тиску (p) в Па;

Y – вісь ізохорної теплоємності (gC_p) в кДж / (кмоль К)

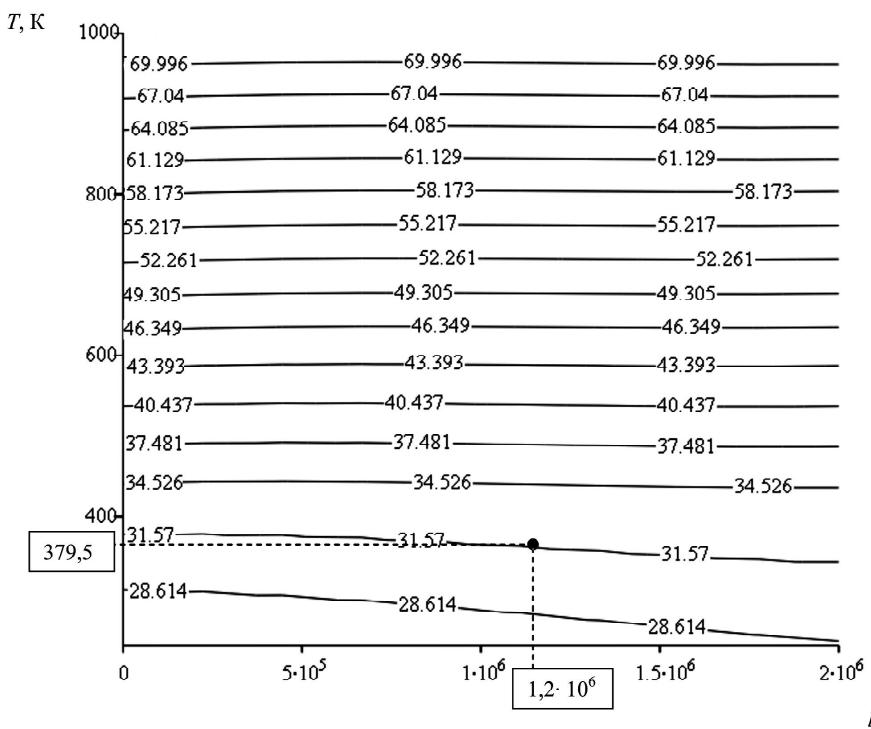


Рис. 3. Номограма ізохорної теплоємності метану (CH_4) в залежності від тиску та температури

Як видно з рисунку 3, ізохорна теплоємність суттєво залежить від температури і майже не залежить від тиску.

Висновки

1. Підвищення точності визначення показника адіабати робочого тіла та його газової сталої дозволили врахувати склад газового палива та його фізико-хімічні показники в розрахунку робочого процесу газових двигунів.

2. Виконані вдосконалення математичної моделі стосуються процесів газообміну та стискання.

3. Вдосконалення математичної моделі розрахунку робочого циклу газових двигунів шляхом врахування особливостей газоподібних палив дозволили суттєво підвищити точність розрахунку.

Перспективи використання результатів дослідження

Підвищення точності розрахунку робочого процесу дозволить більш якісно проводити конвертацію двигунів на газоподібні палива, скоротивши витрати на налагоджувальні роботи.

В подальшому в математичній моделі необхідно врахувати вплив коефіцієнта надлишку по-вітря та фракційного складу газового палива на закон процесу горіння та робочий процес в цілому.

Перелік посилань

- Н. Б. Варгафтик. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Н. Б. Варгафтик. – [изд. перераб. и доп.]. – М.: «Наука», 1972, – 721 с.
- Глаголев Н. М. Рабочие процессы двигателей внутреннего сгорания / Глаголев Н. М. – К.: Машгиз, 1950. – 480 с.
- Горбань А. И. Пути улучшения рабочего процесса среднеоборотных двигателей, работающих на газе // [Горбань А. И., Литвин С. Н., Кинжалов О. С., Грабовенко А. И.] // Двигатели внутреннего сгорания. – 2006. – № 1 – С. 57–62.
- Коллеров Л. К., Газовые двигатели поршневого типа / Коллеров Л. К., Л. : Машиностроение, 1968. – 248 с.
- Двигатели внутреннего сгорания : Теория поршневых и комбинированных двигателей : уч. для втузов по спец. «Двигатели внутреннего сгорания» / [Д. Н. Вырубов, Н. А. Иващенко, В. И. Ивин и др.] ; под ред. А. С. Орлина, М. Г. Круглова. – [4-е изд., перераб. и доп.]. – М.: Машиностроение, 1983. – 372 с., ил.
- Хандов З. А., Судовые газосиловые установки / Хандов З. А., Генкин А. Б. – М.: Изд-во Мин. реч. флота СССР, 1951. – 372 с.
- Ф. Г. Гайнуллин. Природный газ как моторное топливо на транспорте / [Ф. Г. Гайнуллин, А. И. Гриценко, Ю. Н. Васильев, Л. С. Золотаревский]. – М. : Недра 1986. – 237 с.

Поступила в редакцию 31.08.2009

S. M. Litvin, I. A. Shvets

**IMPROVEMENT OF MATHEMATICAL MODEL FOR CALCULATION OF
WORKING PROCESS OF GAS ENGINES TAKING INTO ACCOUNT
CHARACTERISTICS OF GASEOUS FUELS**

Рассмотрены вопросы совершенствования математической модели расчета рабочего процесса газовых двигателей, за счет учета состава и физико-химических свойств газовых топлив.

Газовый двигатель, рабочий процесс, топливный газ, универсальная газовая постоянная, показатель адиабаты, теплоемкость

There are reviewed issues related to improvement of mathematical model for calculation of working process of gas engines at the account of calculation of composition and physical-chemical characteristics of gaseous fuels.

Gas engine, working process, fuel gas, universal gas constant, adiabatic index, heat capacity

УДК 539.3

Канд. техн. наук О. В. Коротунова, канд. техн. наук М. О. Щолокова

Національний технічний університет, м. Запоріжжя

НЕСТАЦІОНАРНЕ НАВАНТАЖЕННЯ ЦИЛІНДРИЧНОЇ КОНСТРУКЦІЇ ЗІ СХІДЧАСТИМ ПОПЕРЕЧНИМ ПЕРЕРІЗОМ

Досліджується поширення й дифракція пружиних хвиль у циліндричних, скріплених торцями шарах з різними механічними властивостями. Двовимірна динамічна задача розв'язується чисельно з використанням методу просторових характеристик. Результати розрахунків аналізуються з метою виявлення областей найбільшої концентрації напруг.

Елементи конструкцій, складна взаємодія, поверхня контакту, пошкодження, розшарування, метод просторових характеристик, віссесиметрична задача, імпульсне навантаження, розподіл напруг

Забезпечення безпеки експлуатації конструкцій є однією з найважливіших задач техніки. Розвиток нових технологій з використанням складених конструкцій дозволяє підвищити механічну міцність виробів, а також виготовляти конструкції з наперед заданими властивостями, змінюючи взаємне розташування шарів з різномірних матеріалів, їхні геометричні розміри й механічні властивості. Все це стимулює розробку нових ефективних методів розрахунку для проектування й контролю якості деталей і вузлів різних машин і механізмів.

Широке застосування в якості конструктивних елементів трубопроводів, підводних апаратів, хімічного обладнання й т.п. знаходять складені циліндричні оболонкові конструкції різної конфігурації. У процесі експлуатації циліндричні ділянки конструкцій зношуються й потребують заміни. Так, наприклад, при ремонті печей піролізу практикується вирізати дефектні ділянки змійовиків і замінити їх ремонтними котушками. При цьому різниця в діаметрі нової труби й труби, яка витончилася в процесі експлуатації, може досягати 5 мм.

Проблемам розробки ефективних методів розрахунку кусково-однорідних тіл присвячено багато робіт, що демонструють різні підходи. Особливий інтерес становить дослідження перехідних процесів деформування пружин деталей кусково-однорідного перерізу. Це пов'язане з тим, що при розгляді хвильових процесів у таких тілах істотно ускладнюється розподіл напруженого-деформованого стану за рахунок відбиття пружин хвиль від вільних границь тіла й внутрішніх границь розподілу областей з різними механічними властивостями, оскільки при цьому змінюється напрямок загального потоку енергії. Це спричиняє появу локальних концентрацій напруг в околі зовнішніх і внутрішніх границь області, які за-

лежать від геометричних і механічних параметрів, що визначають характер неоднорідності. З експериментальних досліджень поведінки пригра ничних областей неоднорідних середовищ при нестаціонарних навантаженнях відомо, що в околі внутрішніх границь розподілу шарів виникають осциляції локальних напруг і деформацій, амплітуда яких може істотно перевищувати їхні середні значення в об'ємі матеріалу, причому амплітуда різко зростає при наявності дефектів. У цьому випадку дефект стає нестійким і може розвиватися до таких розмірів, що конструкція руйнується. Факт розвитку дефекту на поверхні розподілу середовищ залежить також від того, прикладається навантаження раптово, стрибком, або ж зростає поступово, тобто від форми й часу дії навантаження.

Деталі, що сприймають контактні навантаження, як правило, є одними з найбільш відповідальних і від їхньої міцності залежить працевдатність і надійність усього механізму в цілому. Тому що наявність локальних концентрацій напруг може бути причиною руйнування деталі конструкції, то якісне ѹ кількісне визначення міри концентрації є важливим і актуальним питанням.

У роботі [1] досліджено напружене-деформований стан зварених сполучень тонкостінних оболонок. У той же час, ще в [2] відзначалося, що поздовжні деформації, знайдені за допомогою одномірної теорії, не збігаються з експериментальними даними. Це вимагає вдосконалення методів розрахунку й застосування як визначальної системи загальних рівнянь теорії пружності.

Як розрахункова модель, розглядається конструкція, що складається з кусково-однорідних лінійно пружин ізотропних циліндрів, що мають різні зовнішні діаметри й товщину стінки (рис. 1).

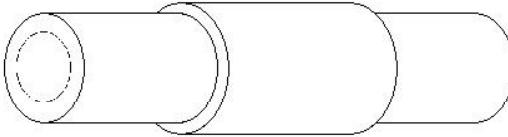


Рис. 1. Складена циліндрична конструкція

Механічні властивості матеріалів характеризуються щільністю ρ_i , модулем пружності E_i , коефіцієнтом Пуассона ν_i ($i=1; 2$). Індекс i відповідає циліндром меншого та більшого радіусів відповідно. У місці з'єднання циліндрів задана умова спільноти деформацій. Торцевий перетин конструкції перебуває під дією нестационарного високошвидкісного навантаження. Механічний вплив на конструкцію моделюється завданням переміщень (швидкостей) часток на їх торці ($x=0$). Розглядається проходження хвилі навантаження з боку циліндра з меншим радіусом і з боку циліндра з більшим радіусом (рис. 2).

У безрозмірних величинах рух пружних циліндричних шарів описується системою рівнянь, що має вигляд:

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_i}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial r}(p_i + q_i) + \frac{\partial \tau_i}{\partial x} + \frac{1}{r}(p_i + q_i - \sigma_i); \\ \frac{\partial u_i}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x}(p_i - q_i) + \frac{\partial \tau_i}{\partial r} + \frac{\tau_i}{r}; \\ \frac{\gamma_i^2}{\gamma_i^2 - 1} \cdot \frac{\partial p_i}{\partial t} &= \frac{\partial w_i}{\partial r} + \frac{\partial u_i}{\partial x} + \frac{\gamma_i^2 - 2}{\gamma_i^2 - 1} \cdot \frac{w_i}{r}; \\ \gamma_i^2 \frac{\partial q_i}{\partial t} &= \frac{\partial w_i}{\partial r} - \frac{\partial u_i}{\partial x}; \\ \frac{\gamma_i^2}{\gamma_i^2 - 2} \cdot \frac{\partial \sigma_i}{\partial t} &= \frac{\partial w_i}{\partial r} + \frac{\partial u_i}{\partial x} + \frac{\gamma_i^2}{\gamma_i^2 - 2} \cdot \frac{w_i}{r}; \\ \gamma_i^2 \frac{\partial \tau_i}{\partial t} &= \frac{\partial u_i}{\partial r} + \frac{\partial w_i}{\partial x}; \quad u_i = \frac{\partial u_{ix}}{\partial t}; \quad w_i = \frac{\partial u_{ir}}{\partial t}. \end{aligned} \quad (1)$$

Тут u_i , w_i – осьова і радіальна компоненти вектора швидкості, відповідно, $p_i + q_i$, p_i – q_i , τ_i , σ_i – складові тензора напруженого стану.

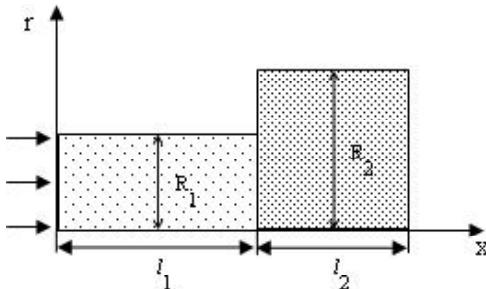


Рис. 2. Осьовий переріз конструкції

Безрозмірні й розмірні координати й функції зв'язані співвідношеннями:

$$\begin{aligned} \tilde{r}_i &= \frac{r_i}{R_2}; \quad \tilde{x}_i = \frac{x_i}{R_2}; \quad \tilde{t}_i = \frac{a_i t_i}{R_2}; \quad \tilde{l}_i = \frac{l_i}{R_2}; \\ p_i &= \frac{\sigma_{ir} + \sigma_{ix}}{2\rho_i a_i^2}; \quad q_i = \frac{\sigma_{ir} - \sigma_{ix}}{2\rho_i a_i^2}; \\ \tilde{\tau}_i &= \frac{\tau_{irx}}{\rho_i a_i^2}; \quad \tilde{\sigma}_i = \frac{\sigma_{i0}}{\rho_i a_i^2}; \quad \tilde{u}_i = \frac{1}{a_i} \frac{\partial u_{ix}}{\partial t}; \\ \tilde{w}_i &= \frac{1}{a_i} \frac{\partial u_{ir}}{\partial t}; \\ a_i &= \left(\frac{E_i(1-\nu_i)}{\rho_i(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \right)^{\frac{1}{2}}; \quad b_i = \left(\frac{E_i}{2\rho_i(1+\nu_i)} \right)^{\frac{1}{2}}; \\ \gamma_i &= \frac{a_i}{b_i} > 1. \end{aligned}$$

Система (1) залежить від одного матеріально-го параметра γ_i . Верхній знак над безрозмірними величинами тут і надалі для простоти запису опущений.

Задача визначення параметрів напруженено-деформованого стану при $t > 0$ в областях

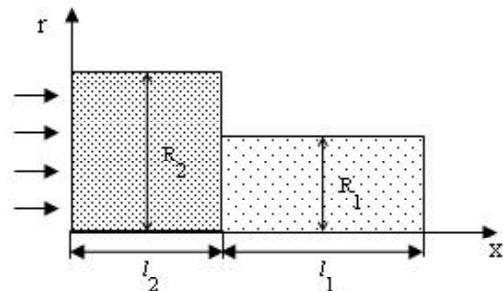
$0 \leq x \leq l_1$, $0 \leq r \leq r_1$; $l_1 \leq x \leq l$, $0 \leq r \leq 1$ або

$0 \leq x \leq l_2$, $0 \leq r \leq 1$; $l_2 \leq x \leq l$, $0 \leq r \leq r_1$, де

$r_1 = \frac{R_1}{R_2}$, $l = l_1 + l_2$ зводиться до інтегрування системи (1) при нульових початкових і наступних граничних умовах:

на навантаженому торці: $u_1 = u_0(t)$, $w_1 = 0$ при $x = 0$; $0 \leq r \leq r_1$ або $u_2 = u_0(t)$, $w_2 = 0$ при $x = 0$; $0 \leq r \leq 1$ (рис. 2);

на другому торці: $p_2 - q_2 = 0$, $\tau_2 = 0$ при $x = l$; $0 \leq r \leq 1$ або $p_1 - q_1 = 0$, $\tau_1 = 0$ при $x = l$; $0 \leq r \leq r_1$;



на бічних поверхнях напруги відсутні:

$$p_1 + q_1 = 0, \quad \tau_1 = 0 \quad \text{при} \quad 0 \leq x \leq l_1 \quad \text{або}$$

$$l_2 \leq x \leq l, \quad r = 0; r_1;$$

$$p_2 + q_2 = 0, \quad \tau_2 = 0 \quad \text{при} \quad l_1 \leq x \leq l \quad \text{або}$$

$$0 \leq x \leq l_2, \quad r = 0; 1.$$

У зонах сполучення складових конструкції задається умова спільноти деформування:

$$p_1 + q_1 = \frac{\rho_2 a_2^2}{\rho_1 a_1^2} (p_2 + q_2); \quad \tau_1 = \frac{\rho_2 a_2^2}{\rho_1 a_1^2} \tau_2;$$

$$u_1 = \frac{a_2}{a_1} u_2; \quad w_1 = \frac{a_2}{a_1} w_2 \quad \text{при} \quad x = l_1; l_2;$$

$$0 \leq r \leq r_1.$$

Задача вирішується чисельно з використанням просторових характеристик вихідної системи рівнянь. Переваги такого методу описані в роботі [3]. В [4, 5] були побудовані розрахункові характеристичні схеми у внутрішніх,граничних і кутових точках. Особливість обчислювальної

схеми для кусково-однорідних ізотропних тіл полягає в розрахунку точок контакту складових. Згідно зі звичайно застосовуваною схемою розрахунку точок контакту шарів обчислювальний шаблон представляється у вигляді двох схем граничних точок, розташованих по різних сторонах від границі й з'єднаних умовами контакту. При стикуванні сіток на границях розподілу складових конструкції з відмінними фізико-механічними властивостями виникає розбіжність вузлів сіток з різних боків границі й тому в даній роботі застосовувалася процедура інтерполяції між вузлами сітки.

Розрахунки проводилися для наступних значень вихідних даних:

$$h = \Delta x_i = \Delta r_i = 0,02; \quad k_1 = \Delta t_1 = 0,01;$$

$$k_2 = \Delta t_2 = \frac{a_2}{a_1} k_1 = 0,5 \cdot k_1 = 0,005; \quad \gamma_1 = 1,87; \quad \gamma_2 = 2;$$

$$\rho_1 a_1^2 = \rho_2 a_2^2; \quad u_0(t) = t_1 e^{-t_1}; \quad r_1 = 0,9; \quad l_1 = l_2 = 1.$$

Для досліджуваної системи отримано розподілі радіальних і дотичних напружень в околі зони контакту шарів по довжині конструкції у

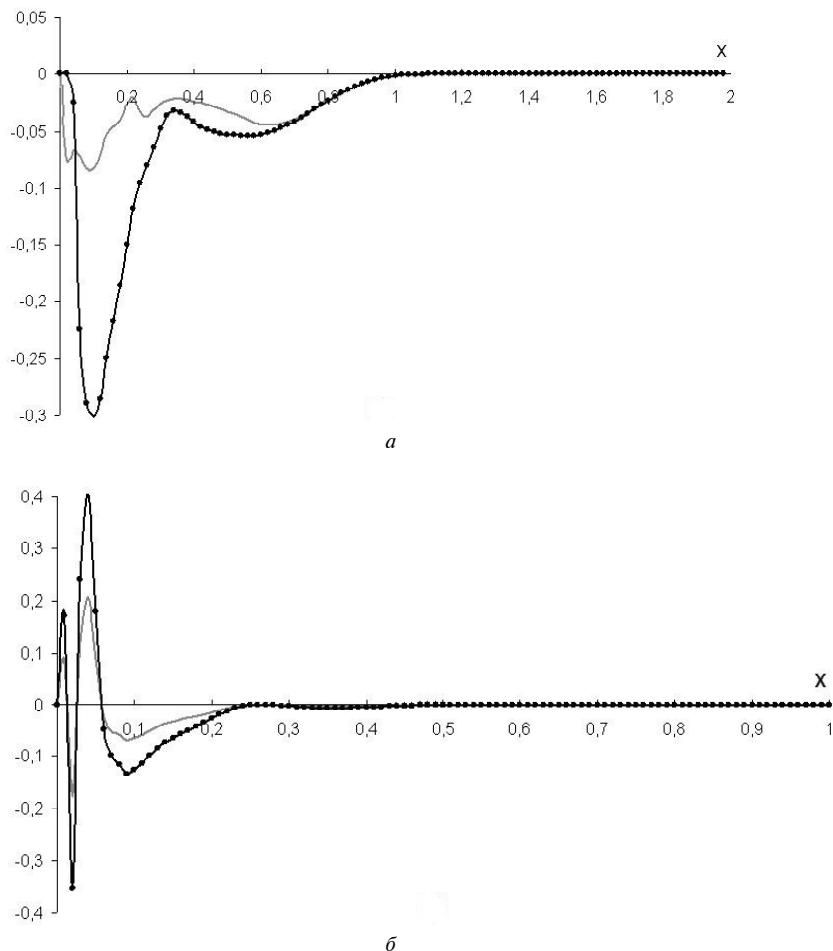


Рис. 3. Розподіл радіального (a) та дотичного (б) напружень по довжині конструкції

різні фіксовані моменти часу. На рис. 3 наведено напруження для фіксованого моменту часу $t = 1$ при проходженні фронту хвилі для двох можливих випадків. Напруження, що виникають, коли фронт хвилі проходить з боку більшого за радіусом циліндра, зображене на графіках маркірованою кривою. Графіки напружень, що відповідають фронту хвилі з боку циліндра меншого радіуса зображені світлішим кольором. Побудовані також графіки зміни напружень в залежності від часу для деяких точок в околі границі сполучення шарів (рис. 4).

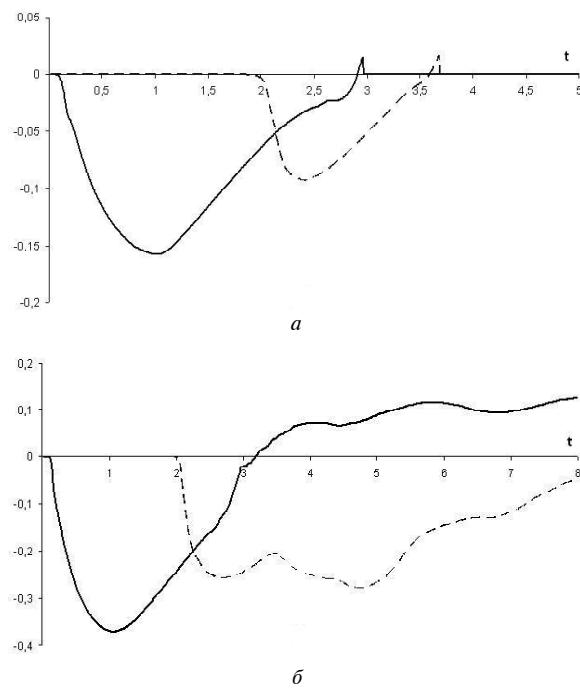


Рис. 4. Зміна радіального (а) та дотичного (б) напруження за часом

Розподіл напруг по довжині конструкції в різні моменти часу свідчить, що ділянки поблизу границі сполучення елементів конструкції з різними радіусами є концентраторами напруг. Ці зони є найбільш небезпечними з погляду руйнування. Розрахунки показали, що в результаті дифракції хвилі навантаження в області контакту складових досліджувані величини зазнають стрибок.

Проходження фронту хвилі навантаження через ділянку сполучення з боку елементу конструкції більшого радіусу викликає більший перепад значень напруг, ніж з боку циліндра меншого радіусу. При цьому напруги, що розтягують, в порівнянні з максимальними дотичними напругами мають менші значення.

Обчислювальні експерименти дозволяють прогнозувати досягнення критичних напружень. Це дає можливість за допомогою варіювання геометричних розмірів та механічних властивостей складових конструкції мінімізувати локальні концентрації напруг, що виникають в точках сполучення елементів.

В подальшому планується дослідити розглянуту розрахункову модель за умови змінних умов контакту шарів, тобто моделювати процеси розшарування та руйнування конструкції при різноманітних видах навантаження.

Перелік посилань

1. Чиркова А. Г. Определение напряженно-деформированного состояния сварных соединений / Чиркова А. Г., Кинев С. А., Симарчук А. С. // Механика композиционных материалов и конструкций. – 2003. – Т. 9. – № 2. – С. 250–255.
2. Ziv M. Two-spatial dimensional elastic wave propagation by the theory of characteristics / Ziv M. // International Journal of Solids and Structures. – 1969. – N 5. – P. 1135–1151.
3. Булычев Г. Г. Исследование нестационарных процессов в цилиндрических оболочках при ударных нагрузках / Булычев Г.Г., Пшеничнов С.Г. // Механика твердого тела. – 1995. – № 3. – С.188–196.
4. Коротунова Е. В. Применение метода характеристик для численного решения динамических задач теории упругости / Коротунова Е. В., Мастиновский Ю. В. // Системні технології. – 2001. – № 2 (13). – С.68–71.
5. Коротунова Е. В. Динамическое взаимодействие упругих составных цилиндров при ограниченной плотности их соединения / Коротунова Е. В., Мастиновский Ю. В. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Межд. сб. науч. тр. ДонГТУ. – 2001. – Вып. 16. – С. 266–270.

Поступила в редакцию 20.10.2009

Ye. V. Korotunova, M. A. Shcholokova

**VARIABLE LOAD OF CYLINDRICAL STRUCTURE WITH STEPPED
CROSS SECTION**

Исследуется распространение и дифракция упругих волн в цилиндрических, скрепленных торцами, слоях с различными механическими свойствами. Двумерная динамическая задача решается численно с использованием метода пространственных характеристик. Результаты расчетов анализируются с целью выявления областей наибольшей концентрации напряжений.

Элементы конструкций, сложное взаимодействие, поверхность контакта, повреждения, расслоение, метод пространственных характеристик, осесимметричная задача, импульсная нагрузка, распределение напряжений

There is investigated elastic waves propagation and diffraction in cylindrical layers, fastened by end faces, with different mechanical properties. Method of spatial characteristics is proposed for numerical solution of two-dimensional dynamic problem. Results of calculations are analyzed to determine areas with critical concentration of stresses.

Structural elements, complex interaction, contact surface, failure, stratification, method of spatial characteristics, axially symmetric problem, impulse load, stress distribution

УДК 621.438:62-762

Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, М. А. Гребенников, Л. Л. Каминская

ГП ЗМКБ «Прогресс» имени академика А. Г. Ивченко, г. Запорожье

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЩЕТОЧНЫХ УПЛОТНЕНИЙ ГТД

Рассматривается вопрос оптимизации конструкторско-технологических параметров щеточных уплотнений ГТД, выполненных на ГП «Ивченко-Прогресс», по критерию максимальной производительности. В работе применяется метод линейной оптимизации. Показаны основные ограничения, накладываемые на процесс, в результате чего установлено оптимальное сочетание параметров.

Параметр, ограничение, проволока, намотка, зазор, расход, щеточное уплотнение

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Для газотурбинных двигателей щеточное уплотнение (ЩУ) представляет собой круглое кольцо, где пучок гибких волокон обжат или сварен между двумя рабочими кольцами под углом 45° (рис. 1). Так как ЩУ свойственна гибкость и податливость, они способны значительно уменьшать утечки за счет своей приспособляемости к конструкции и изменениям положения ротора в турбомеханизмах. Основной характеристикой оценки эффективности уплотнения является расходная характеристика [1].

На сегодняшний день на предприятии выполнена партия щеточных уплотнений в различном конструкторско-технологическом исполнении для проведения ряда экспериментов и испытаний.

Однако сложность подбора требуемых геометрических параметров ЩУ и большое число факторов, влияющих на расходную характеристику, затрудняют разработку технологических процессов и, следовательно, вызывают необходимость разработки теоретических моделей, необходимых для выбора и оптимизации основных параметров.



Рис. 1. Фотография щеточного уплотнения ГТД

Цель работы

Целью настоящей работы являлось определение оптимального сочетания конструкторско-технологических параметров по критериям качества и эффективности изделия.

Для достижения цели была поставлена задача разработки математической модели рассматриваемых параметров.

Содержание и результаты исследований

Эффективность изделия, то есть расход, пропускаемый через щетку, зависит от множества различных факторов. Однако из анализа зарубежных литературных источников и экспериментальных работ, выполненных на сегодняшний день на предприятии, выявлено, что наиболее существенное влияние оказывают: монтажный зазор между уплотнением и валом, толщина пакета уплотнительного элемента и время работы уплотнения на двигателе.

Исходными данными для построения модели явились результаты проведенных экспериментов.

Методы математической оптимизации позволяют найти оптимальные параметры, если известно, как связана искомая величина с условиями работы уплотнения. Стратегия поиска определяется математической записью зависимости искомой величины (цели, критерия оптимизации) от выходных факторов δ, k, T . Для данного случая целевая функция будет иметь вид (1):

$$F = T \cdot k \cdot \delta \Rightarrow \max, \quad (1)$$

где T — продолжительность эксплуатации уплотнения во время первоначальной зоны износа до момента стабилизации расходной характеристики, час [1];

k — количество слоев намотки проволоки при изготовлении уплотнительного элемента, шт;

δ – зазор между валом (ротором) и щеточным уплотнением, мм.

Целью оптимизации является достижение наибольшего значения F – критерия оптимизации, зависящего от произведения трех переменных (параметров оптимизации). Поиск наибольшей величины F выполняли путем варьирования значений T, k, δ в пределах ограничений, накладываемых на эти величины.

Для упорядоченного поиска использовали метод линейной оптимизации. Данный метод предполагает, что ограничения и целевая функция записаны в виде линейных многочленов, где нет произведения переменных и нет этих переменных в степенях [2].

Такая запись может иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} 1. a_{11} \cdot X_1 + a_{12} \cdot X_2 + \dots + a_{1i} \cdot X_i &\leq b_1 \\ 2. a_{21} \cdot X_1 + a_{22} \cdot X_2 + \dots + a_{2i} \cdot X_i &\leq b_2 \\ \dots \\ J. a_{j1} \cdot X_1 + a_{j2} \cdot X_2 + \dots + a_{ji} \cdot X_i &\leq b_j \\ F = k_1 \cdot X_1 + k_2 \cdot X_2 + \dots + k_i \cdot X_i &\Rightarrow \max, \end{aligned}$$

где a_{ji}, k_i – коэффициенты при переменных (постоянные величины);

X_i – параметры оптимизации;

b_i – числовые величины (постоянны).

Исходя из особенностей изготовления и продувок щеточных уплотнений, могут быть наложены следующие ограничения:

1) по перепаду давления воздуха

Предельные значения давления:

$$\pi_{\min} = 1,5 \text{ атм}$$

$$\pi_{\max} = 5,5 \text{ атм}.$$

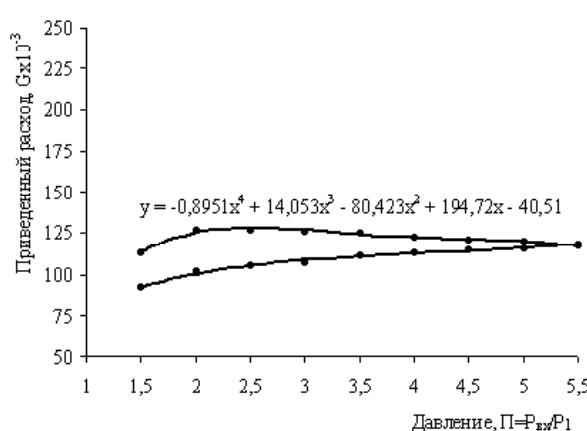


Рис. 2. График зависимости приведенного расхода воздуха от перепада давления через щеточное уплотнение, выполненного на предприятии

Аппроксимируя график зависимости приведенного расхода воздуха от перепада давления, получаем уравнение:

$$\begin{aligned} \bar{G} = -0,8951 \cdot \pi^4 + 14,053 \cdot \pi^3 - \\ - 80,423 \cdot \pi^2 + 194,72 \cdot \pi - 40,51; \end{aligned} \quad (2)$$

2) по времени работы в двигателе

Анализируя опыт зарубежных фирм [3] можно отметить, что зависимость расхода воздуха от продолжительности эксплуатации уплотнения в двигателе имеет следующий вид:

$$\dot{m}^*(t) = \dot{m}_\infty^* \cdot (1 - e^{-\frac{t}{T}}) + \dot{m}_0^* \cdot e^{-\frac{t}{T}}; \quad (3)$$

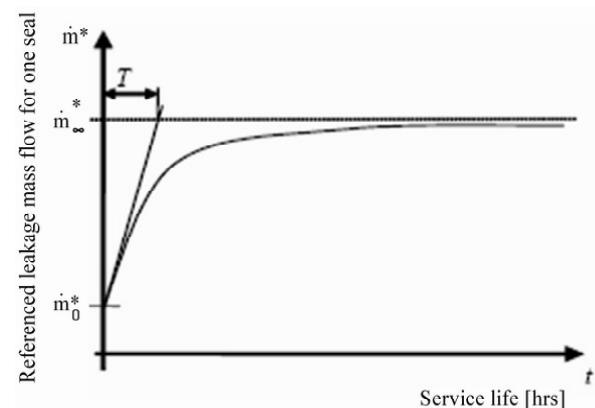


Рис. 3. Кривая износа волокон щеточного уплотнения от времени работы в двигателе

характеристика уплотнения вначале при $t = 0$:

$$\frac{\partial \dot{m}^*(t=0)}{\partial t} = \frac{\dot{m}_\infty^* - \dot{m}_0^*}{T};$$

характеристика уплотнения в конце при $t = 400$ час:

$$\frac{\partial \dot{m}^*(t=400)}{\partial t} = \left(\frac{\dot{m}_\infty^* - \dot{m}_0^*}{T} \right) \cdot e^{-\frac{400}{T}};$$

3) по приведенному расходу воздуха

Предельные значения расхода, определенные экспериментальным путем после продувок щеточного уплотнения, изготовленных на предприятии:

$$\bar{G}_{\min} = 120 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2 \cdot K^{0,5} \cdot c^{-1};$$

$$\bar{G}_{\max} = 165 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2 \cdot K^{0,5} \cdot c^{-1}.$$

Выполним преобразования:

$$\begin{aligned} \frac{T_{\max} \cdot G_{\min} \cdot e^{-\frac{400}{T}}}{T_{\min}} \leq -0,8951 \cdot \pi_{\max}^4 + 14,053 \cdot \pi_{\max}^3 - \\ - 80,423 \cdot \pi_{\max}^2 + 194,72 \cdot \pi_{\max} - 40,514; \end{aligned}$$

$$\frac{340}{3,2} \cdot 120 \cdot e^{\frac{-400}{T}} \leq 116,65;$$

$$\ln e^{\frac{-400}{T}} \leq \ln 0,00925;$$

$$\ln e^{\frac{-400}{T}} \leq -4,68.$$

После линеаризации:

$$X_1 \geq b_1,$$

$$\text{где } X_1 = \ln e^{\frac{-400}{T}};$$

$$b_1 = 4,68.$$

Выполним преобразования:

$$\begin{aligned} \frac{T_{\max}}{T_{\min}} \cdot G_{\max} \cdot e^{\frac{-400}{T}} &\geq -0,8951 \cdot \pi_{\min}^4 + 14,053 \cdot \pi_{\min}^3 - \\ &- 80,423 \cdot \pi_{\min}^2 + 194,72 \cdot \pi_{\min} - 40,51; \end{aligned}$$

$$\frac{340}{3,2} \cdot 165 \cdot e^{\frac{-400}{T}} \geq 113,52;$$

$$\ln e^{\frac{-400}{T}} \geq \ln 0,0065;$$

$$\ln e^{\frac{-400}{T}} \geq -5,028.$$

После линеаризации:

$$X_1 \leq b_2,$$

$$\text{где } X_1 = \ln e^{\frac{-400}{T}};$$

$$b_2 = 5,028;$$

4) по количеству слоев намотки (толщине пакета)

На графике (рис. 4) представлены зависимости расхода воздуха от количества слоев намотки ШУ, выполненных на предприятии, различных типов конструкций и технологий изготовления (видов гибки уплотнительных элементов).

Расчет рассмотрим на примере кривой, отображающей гибку вовнутрь при $\pi = 4,2 \text{ атм}$.

Аппроксимируя кривую, получаем уравнение, которое имеет вид:

$$\bar{G} = 222,99 \cdot e^{-0,0793k}. \quad (4)$$

Выполним преобразования:

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \geq G_{\min};$$

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \geq 120;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \geq \ln 0,538;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \geq -0,62.$$

После линеаризации:

$$X_2 \geq b_3,$$

$$\text{где } X_2 = \ln e^{-0,0793k};$$

$$b_3 = -0,62.$$

Выполним преобразования:

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \leq G_{\max};$$

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \leq 165;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \leq \ln 0,739;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \leq -0,3.$$

После линеаризации:

$$X_2 \leq b_4,$$

$$\text{где } X_2 = \ln e^{-0,0793k};$$

$$b_4 = -0,3.$$

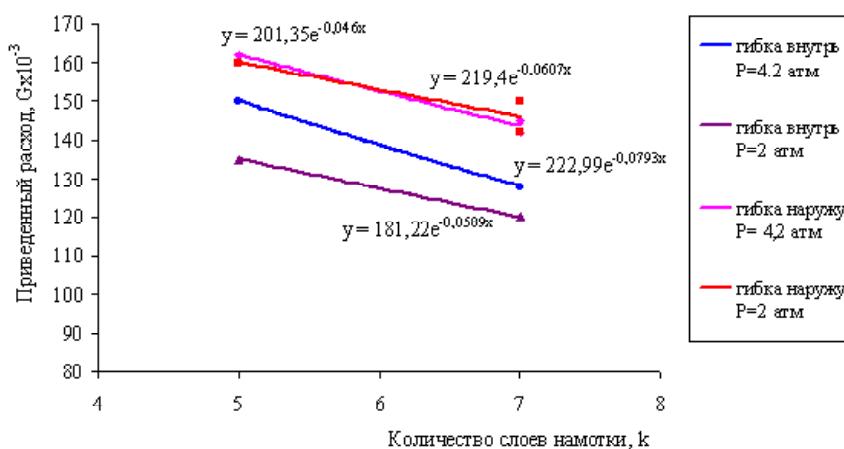


Рис. 4. График зависимости приведенного расхода воздуха от количества слоев намотки проволоки при изготовлении ШУ

Выполним преобразования:

$$\frac{T_{\max}}{T_{\min}} \cdot G_{\max} \cdot e^{\frac{-400}{T}} \geq 222,99 \cdot e^{-0,0793k};$$

$$\frac{340}{3,2} \cdot 165 \cdot e^{\frac{-400}{T}} \geq 222,99 \cdot e^{-0,0793k};$$

$$\ln e^{-0,0793k} - \ln e^{\frac{-400}{T}} \leq \ln 77,69.$$

После линеаризации:

$$X_2 - X_1 \leq b_5,$$

где $b_5 = 4,35$;

5) по величине монтажного зазора

Предельные значения монтажного зазора между валом и щеточным уплотнением:

$$\delta_{\min} = -0,15 \text{ мм};$$

$$\delta_{\max} = 0,3 \text{ мм}.$$

В результате исследования расходной характеристики через щетку при различных монтажных зазорах можно отметить, что характер полученных кривых на рис. 5 аналогичен характеру кривых, выполненных зарубежными фирмами и институтами [4, 5]. Отсюда видно, что от небольшого натяга до зазора 0,15 мм расход воздуха меняется незначительно, а при увеличении зазора пропорционально растет.

Аппроксимируя кривые, получаем уравнения, которые имеют вид:

$$\bar{G} = 238,74 \cdot \delta^2 + 288,43 \cdot \delta + 97,835, \quad (5)$$

$$\bar{G} = 207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392. \quad (6)$$

Выполним преобразования:

$$238,74 \cdot \delta^2 + 288,43 \cdot \delta + 97,835 \geq G_{\min};$$

$$238,74 \cdot \delta^2 + 288,43 \cdot \delta + 97,835 \geq 120;$$

$$\ln \delta \geq -2,42.$$

После линеаризации:

$$X_3 \geq b_6,$$

где $X_3 = \ln \delta$;

$$b_6 = -2,42.$$

Выполним преобразования:

$$207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392 \leq G_{\max};$$

$$207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392 \leq 150;$$

$$\ln \delta \leq -1,39.$$

После линеаризации:

$$X_3 \leq b_7,$$

где $X_3 = \ln \delta$;

$$b_7 = -1,39.$$

Выполним преобразования при

$$\delta_{\min} = -0,15 \text{ мм} \text{ и } \bar{G}_{\max} = 165 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2 \cdot K^{0,5} \cdot c^{-1}:$$

$$\frac{T_{\max}}{T_{\min}} \cdot G_{\max} \cdot e^{\frac{-400}{T}} \geq 207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392;$$

$$\ln e^{\frac{-400}{T}} \geq 2 \ln \delta + \ln 0,242.$$

После линеаризации:

$$X_1 - 2X_3 \geq b_8,$$

где $b_8 = -1,4$.

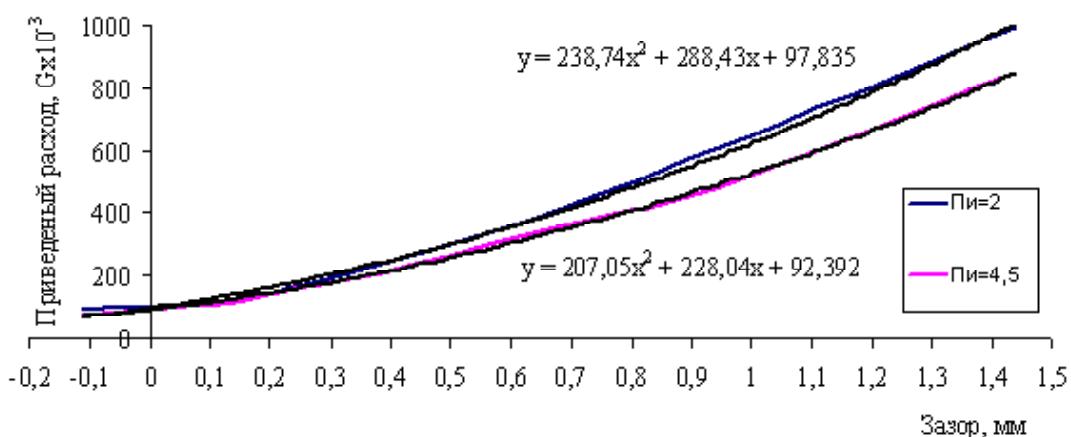


Рис. 5. График зависимости приведенного расхода воздуха от монтажного зазора

Выполним преобразования при $\delta_{\min} = -0,15 \text{ мм}$:

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \leq 207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \leq 2 \ln \delta + \ln 13,72.$$

После линеаризации:

$$X_2 - 2X_3 \leq b_9,$$

где $b_9 = 2,62$.

Выполним преобразования при $\delta_{\min} = 0,3 \text{ мм}$:

$$222,99 \cdot e^{-0,0793k} \geq 207,05 \cdot \delta^2 + 228,04 \cdot \delta + 92,392;$$

$$\ln e^{-0,0793k} \geq 2 \ln \delta + \ln 9,36.$$

После линеаризации:

$$X_2 - 2X_3 \geq b_{10},$$

где $b_{10} = 2,24$.

Исходными данными для математической модели определения оптимальных конструкторско-технологических параметров являлись:

- 1) максимальный перепад давления $\pi_{\max} = 5,5 \text{ атм}$;
- 2) минимальный перепад давления $\pi_{\min} = 1,5 \text{ атм}$;
- 3) максимальный приведенный расход воздуха $\bar{G}_{\max} = 165 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2 \cdot K^{0,5} \cdot c^{-1}$;
- 4) минимальный приведенный расход воздуха $\bar{G}_{\min} = 120 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2 \cdot K^{0,5} \cdot c^{-1}$;
- 5) максимальная продолжительность работы ЩУ с гладким валом 400 часов;
- 6) максимальный монтажный зазор $\delta_{\max} = 0,3 \text{ мм}$;
- 7) минимальный монтажный зазор

$\delta_{\min} = -0,15 \text{ мм}$;

8) щеточные уплотнения, использованные в работе: 5- и 7-слойные.

Совместное решение системы неравенств (1–10) позволяет найти значения коэффициентов X_1, X_2, X_3 , соответствующие оптимальным параметрам:

$$X_1 = \ln e^{\frac{-400}{T}} \Rightarrow T = \frac{-400}{X_1},$$

$$X_2 = \ln e^{-0,0793k} \Rightarrow k = \frac{X_2}{-0,0793},$$

$$X_3 = \ln \delta \Rightarrow \delta = e^{X_3},$$

$$T = 79,5;$$

$$k = 6,05;$$

$$\delta = 0,2.$$

Данное сочетание параметров обеспечивает максимальное значение целевой функции F .

Выводы

В результате оптимизации конструкторско-технологических параметров установлено, что для щеточных уплотнений, имеющих такую эффективность, при их изготовлении достаточно $k = 6$ слоев намотки проволоки, установка на вал должна осуществляться с монтажным зазором не более $\delta = 0,2 \text{ мм}$ и резкий износ уплотнения будет наблюдаться первые 80 часов.

Таблица 1 – Ограничения, накладываемые на искомые параметры

№	Математическая запись	Ограничения
1	$X_1 \geq b_1$	$b_1 = \ln \frac{-0,8951 \cdot \pi_{\max}^4 + 14,053 \cdot \pi_{\max}^3 - 80,423 \cdot \pi_{\max}^2 + 194,72 \cdot \pi_{\max} - 40,51}{T_{\max} \cdot G_{\min} / T_{\min}}$
2	$X_1 \leq b_2$	$b_2 = \ln \frac{-0,8951 \cdot \pi_{\min}^4 + 14,053 \cdot \pi_{\min}^3 - 80,423 \cdot \pi_{\min}^2 + 194,72 \cdot \pi_{\min} - 40,51}{T_{\max} \cdot G_{\max} / T_{\min}}$
3	$X_2 \geq b_3$	$b_3 = \ln(G_{\min} / 222,99)$
4	$X_2 \leq b_4$	$b_4 = \ln(G_{\max} / 222,99)$
5	$X_2 - X_1 \leq b_5$	$b_5 = \ln \frac{T_{\max} \cdot G_{\max} / T_{\min}}{222,99}$
6	$X_3 \geq b_6$	$b_6 = -2,42$
7	$X_3 \leq b_7$	$b_7 = -1,39$
8	$X_1 - 2X_3 \geq b_8$	$b_8 = \ln \frac{3059,55}{T_{\max} \cdot G_{\min} / T_{\min}}$
9	$X_2 - 2X_3 \leq b_9$	$b_9 = 2,62$
10	$X_2 - 2X_3 \geq b_{10}$	$b_{10} = 2,24$

Перечень ссылок

1. Сравнительный анализ щеточного и лабиринтного уплотнений ГТД / [Г. И. Пейчев, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис и др.] // Вестник двигателестроения. – 2009. – № 1. – С. 66–70.
2. Пухальская Г. В. Оптимизация режимов обработки в псевдоожиженном слое абразива деталей ГТД из жаропрочных сплавов / Г. В. Пухальская, Л. Л. Каминская, А. Я. Кацан // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 2. – С. 120–128.
3. Design features and performance details of brush seals for turbine applications / Matthias Neef,
- Eric Sulda, Norbert Surken, Jan Walkenhorst. // ASME Paper No. GT2006-90404. – Proceedings of Rower for Land, Sea and Air, Barcelona, Spain, May 8-11, 2006. – P. 1–8.
4. Fundamental design issues of brush seals for industrial applications / Saim Dinc, Mehmet Demiroglu, Norman Turnquist [et al.] // ASME Paper No. 2001-GT-0400. – New Orleans, Louisiana, USA, June 4-7, 2001. – P. 1–10.
5. Raymond E. Chupp. Sealing in Turbomachinery / Raymond E. Chupp, Robert C. Hendicks // NASA Technical Memorandum-2006-214341.

Поступила в редакцию 21.09.2009

E. V. Kondratyuk, S. D. Zilichikhis, M. A. Grebennikov, L. L. Kaminskaya

**OPTIMIZATION OF DESIGN-TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF
GTE BRUSH SEAL**

Розглянуто питання оптимізації конструкторсько-технологічних параметрів щіткових ущільнень ГТД, виконаних на ДП «Івченко-Прогрес», за критерієм максимальної продуктивності. У роботі застосовано метод лінійної оптимізації. Показано основні обмеження, що накладаються на процес, в результаті чого встановлено оптимальне поєднання параметрів.

Параметр, обмеження, дріт, намотка, прозір, витрата, щіткове ущільнення

There is reviewed optimization of design-technological parameters of GTE brush seals by criterion of maximum efficiency, developed at State Enterprise «Ivchenko-Progress». Method of linear optimization is used in this work. There are shown primal constraints imposed on the process. Consequently, an optimal combination of parameters is established.

Parameter, limitation, wire, winding, clearance, flow, brush seal

УДК 621.431.75:621.438

A. В. Ефименко¹, Н. В. Польникова¹, канд. техн. наук В. Н. Доценко²¹ ГП «Ивченко-Прогресс» имени академика А. Г. Ивченко, г. Запорожье,² Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

ВЛИЯНИЕ ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ДЕМПФЕРОВ ОПОР РОТОРОВ ТУРБИН АВИАДВИГАТЕЛЕЙ И ДВИГАТЕЛЕЙ НАЗЕМНОГО ПРИМЕНЕНИЯ

На основании анализа реальных гидродинамических демпферов высокотемпературных опор роторов турбин ГТД выявлено наличие диссипации энергии колебаний неуравновешенных вращающихся масс не только из-за противодействия сил вязкого сопротивления жидкости, находящейся в демпферных зазорах, но и из-за наличия внешнего трения между поверхностями элементов демпфера. Определена возможность повышения эффективности гидродинамических демпферов усилением внешнего трения скольжения их элементов.

Газотурбинный двигатель, опора роторов турбин, демпфер, маслоуплотнительное кольцо, трение

Введение

Постоянно продолжающийся процесс усовершенствования авиационных газотурбинных двигателей (ГТД) заключается в увеличении их мощности, надежности, экономичности, снижения массы и габаритов. Условия работы многих сборочных единиц и деталей усложняются. В значительной степени это относится и к опорам роторов турбин, в состав которых зачастую входят и устройства гашения колебаний, в том числе гидродинамические демпферы с упругими элементами (ГДД с УЭ).

Опора ротора турбины современного авиационного ГТД – устройство, определяющее положение ротора относительно статора и обеспечивающее их относительное вращение с минимальными затратами механической энергии.

По отношению к демпферам опор турбин усложнение работы заключается в повышении уровня температуры и жестким ограничением места

размещения демпфера, как одного из элементов опоры турбины.

В настоящее время в опорах роторов 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 сопряжениях деталей демпфера.

Содержание работы

Повышение эффективности демпфирующих устройств достигается разными методами, например, применением так называемого «длинного» [1] гидродинамического демпфера (рис. 1). Следует иметь ввиду, что организация «длинного» демпфера связана с применением маслоуплотнительных колец, в данном случае, для высокотемпературных опор, – самопружинящих маслоуплотнительных колец (поршневого типа).

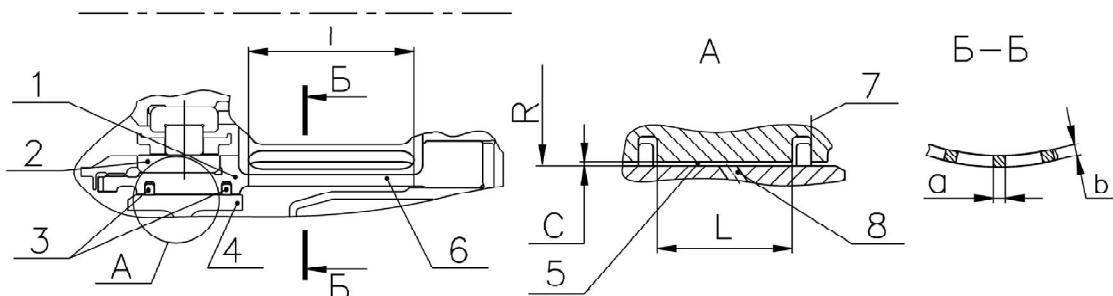


Рис. 1. Гидродинамический демпфер опоры ротора ТНД двигателя ДВ-2 учебно-тренировочного самолета Л-39МС чешского производства:

1 – вибратор; 2 – роликоподшипник; 3 – маслоуплотнительные кольца; 4 – корпус; 5 – зазор в демпфере; 6 – упругая балочка; 7 – поверхность сопряжения; 8 – маслоподводящее отверстие

Основным демпфирующим элементом ГДД является слой масла, подаваемый под давлением через равномерно расположенные по окружности отверстия 8 в полость, образуемую поверхностью кругового цилиндра радиусом R корпуса 4 и вибратора 1. Демпфирующие свойства зависят от толщины C масляного слоя, длины L активного участка, определяемого расположением уплотняющих колец 3, а также особенностю течения жидкости в зазоре C .

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 кругности, профиля продольного сечения) соответствующим степени точности выше 5 по ГОСТ 24643-81.

Параллельное включение в систему демпфера упругости (несколько балочек 6 длиной l , шириной b , толщиной b) позволяет воспринимать вес ротора и создавать более благоприятные условия для рассеяния энергии, а также обеспечить перемещение оси подшипника 2 в пространстве плоскопараллельно, благодаря чему исключаются пerekосы и местная перегрузка подшипника, что для обеспечения надежности высокоскоростных роликоподшипников имеет чрезвычайно важное значение.

Применение сочетания трапециевидных канавок с самопружнящими кольцами позволяют избежать анизотропии характеристики демпфера и работать с меньшими зазорами.

В отношении повышения энергии, затрачиваемой на преодоление трения, заслуживает внимание демпфирующее устройство передней опоры ротора свободной турбины газотурбинного двигателя наземного применения АИ-336 (рис. 3).

Колебания неуравновешенных вращающихся масс вызывают противодействие не только сил вязкого сопротивления жидкости, находящейся под давлением в демпферных зазорах C , но и сил трения по поверхности B сопряжения самопружнящего маслоуплотнительного кольца Δ и вибратора Γ . При плоскопараллельном переме-

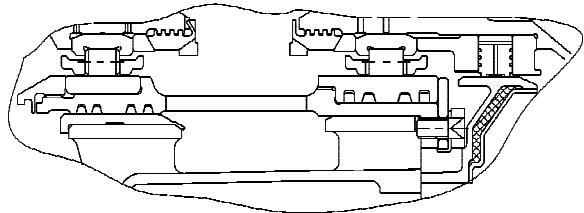


Рис. 2. ГДД с УЭ опоры ротора ТНД и ГДД опоры ротора ТВВ двигателя Д-27 (самолет Ан-70)

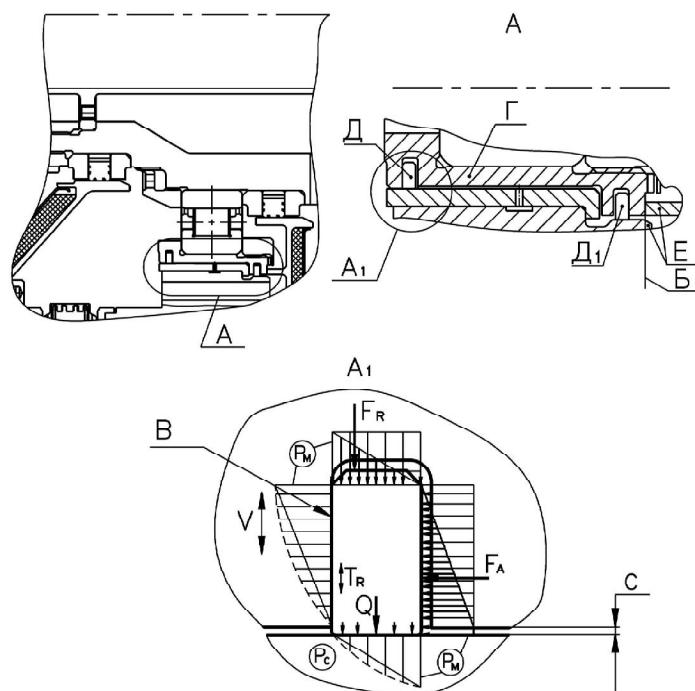


Рис. 3. Передняя опора ротора свободной турбины ГТД АИ-336 наземного применения:

B — поверхность сопряжения вибратора с корпусом; B — поверхность сопряжения вибратора с маслоуплотнительным кольцом; Γ — вибратор; Δ, Δ_1 — маслоуплотнительные кольца; E — корпус; C — зазор в демпфере; F_A, F_R — осевая и радиальная неуравновешенные силы от перепада давления жидкости на маслоуплотнительных кольцах; P_M, P_C — давление масла и воздушно-масляной среды; Q — суммарная сила давления пружинящего маслоуплотнительного кольца; T_R — равнодействующая сила трения; V — линейная скорость вибратора

щении последних с амплитудой C на резонансных частотах вращения роторов с угловой скоростью ω скорость скольжения в сопряжении равна

$$V = \omega \cdot C,$$

и потребляемая мощность внешнего трения [3] равна

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

где f – коэффициент трения.

Вибратор Γ опоры имеет две канавки для монтажа маслоуплотнительных колец D , D_1 , где соединяются самопружинящие маслоуплотнительные кольца с корпусом E по поверхностям неодинаковых диаметров. Под воздействием моторного масла, подаваемого в зазор C , создается весьма существенная неуравновешенная гидростатическая осевая сила, которая воспринимается корпусом E по поверхности сопряжения B . На резонансных режимах работы, с амплитудой колебания C , на преодоление трения по поверхности сопряжения B затрачивается работа колебания неуравновешенных вращающихся масс.

В опорах роторов турбин авиационных ГТД конструкций ГП «Ивченко-Прогресс» нашли широкое применение ГДД с УЭ, которые установлены: в опорах роторов ТНД авиационного турбореактивного двухконтурного двигателя АИ222-25 (Учебно-боевой самолет Як-130, Россия), двигателя АИ-22 (самолет Ту-324, Россия). В опорах роторов турбин нашли применение и ГДД (без УЭ) – все опоры турбин двигателей Д-36, Д-436Т1 (самолеты Як-42, Ан-74, Бе-200), двигателей Д-136 (вертолет Ми-26), турбин двигателей Д-18Т (самолеты Ан-125 «Руслан», Ан-225 «Мрия»).

Все демпферы обеспечивают надежную работу двигателей, их безотказная наработка в составе двигателей десятки тысяч часов и более.

Вывод

Анализ конструкций и работы гидродинамических демпферов высокотемпературных опор роторов турбин реальных ГТД, имеющих в своем составе металлические элементы демпфера, сопрягаемые с поверхностью вибратора, выявляет возможность дополнительной затраты энергии неуравновешенных вращающихся масс на преодоление сил внешнего трения.

Вклад внешнего трения в рассеивание энергии неуравновешенных вращающихся масс роторов ГТД, при необходимости, возможно увеличивать без существенного усложнения конструкции опоры.

Перечень ссылок

1. Новиков Д. К. Проектирование гидродинамических демпферов опор роторов двигателей летательных аппаратов / Д. К. Новиков. – Самара : Изд-во Самарского научного центра РАН, 2000. – 164 с.
2. А.с. 1646354 СССР. ДСП. Подшипниковая опора / А. В. Ефименко, В. Я. Кривошей. №4688255/27 ; заявл. 03.04.89 ; зарегистрир. 03.01.91.
3. Диссипация энергии колебаний неуравновешенных вращающихся масс внешним трением в составе гидродинамического демпфера : сб. науч. тр. по матер. 11-й междунар. науч.-техн. конф. [«Герметичность, вибранадежность и экологическая безопасность насосного и компрессорного оборудования»], (Сумы, 6-9 сентября 2005г.) : Изд-во СумДУ, 2005. – Т. 2. – 340 с.

Поступила в редакцию 28.09.2009

A. V. Yefimenko, N. V. Polnikova, V. N. Dotsenko

INFLUENCE OF EXTERNAL FRICTION ON EFFICIENCY OF DAMPERS OF TURBINE ROTOR SUPPORTS OF AIRCRAFT ENGINES AND GROUND ENGINES

На підставі аналізу реальних гідродинамічних демпферів високотемпературних опор роторів турбін ГТД виявлено наявність дисипації енергії коливань неврівноважених обертових мас не тільки через протидію сил грузового опору рідини, що перебуває в демпферних зазорах, але й через наявність зовнішнього тертя між поверхнями елементів демпфера. Визначено можливість підвищення ефективності гідродинамічних демпферів посиленням зовнішнього тертя ковзання їхніх елементів.

Газотурбінний двигун, опора роторів турбін, демпфер, кільце маслоущільнювача, тертя

Based on analysis of real gas-dynamic dampers of GTE high-temperature turbine rotor supports, there is detected presence of dissipation of the energy of unbalanced rotating weights oscillations not only because of the counterforce of viscous resistance of the fluid contained in damper clearances, but also because of the presence of external friction between surfaces of damper elements. There is determined capability to increase efficiency of hydrodynamical dampers by increasing sliding friction of their elements.

Gas turbine engine, turbine rotor support, damper, oil-seal ring, friction

УДК 621.43.056

Канд. техн. наук В. Е. Костюк¹, Е. И. Кирилаш¹, Д. В. Козел², Т. В. Степанова²

¹ Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков,

² ГП «Ивченко-Прогресс» имени академика А. Г. Ивченко, г. Запорожье

ЭКОНОМИЧНЫЙ МЕТОД ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ЧИСЛЕННОГО РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТОВ РАСХОДА СМЕСИТЕЛЬНЫХ ОТВЕРСТИЙ ЖАРОВОЙ ТРУБЫ

Исследовано влияние топологии и разрешения расчетных сеток на точность численных оценок коэффициентов расхода смесительных отверстий жаровой трубы камер сгорания газотурбинных двигателей на основе решения тестовой задачи об истечении воздуха через ряд отверстий в тонкой стенке канала в неподвижную среду при наличии проходящего потока. Для численного моделирования трехмерного турбулентного течения использованы осредненные по Рейнольдсу стационарные уравнения Навье-Стокса несжимаемой жидкости, замыкаемые моделью турбулентности Ши. Предложен экономичный метод увеличения точности численных оценок указанного параметра на основе применения блочно-структурированных неконформных сеток с иерархическими структурами.

Жаровая труба, смесительные отверстия, коэффициент расхода, численное моделирование, расчетные сетки, топология, измельчение, анализ точности

Введение

Важным вопросом проектирования камер сгорания ГТД (КС) является определение количества, размеров, формы и расположения отверстий жаровой трубы (ЖТ), обеспечивающих внутри нее такое распределение потоков воздуха, чтобы были надежное зажигание, эффективное и устойчивое горение, требуемое охлаждение стенок и необходимое поле температуры газа перед турбиной при приемлемых потерях полного давления. Традиционно этот вопрос предварительно решается одномерным гидравлическим расчетом «холодной» КС и окончательно – ее экспериментальной доводкой. В настоящее время, благодаря развитию методов вычислительной аэрогидродинамики, появилась возможность решения подобных задач трехмерным математическим моделированием течения в КС. Повышение точности таких расчетов – актуальная научная задача, имеющая большое практическое значение.

Коэффициенты расхода отверстий ЖТ (в первую очередь – смесительных) относятся к числу ключевых факторов, влияющих на распределение воздуха внутри нее [1], поэтому важно обеспечить максимальную точность их численных оценок. Наряду с совершенствованием физико-математических моделей течения и численных методов, этого можно достичь согласованием размеров, формы и расположения ячеек расчетной сетки с градиентами независимых переменных и направлением течения [2]. При ограниченных вычислительных ресурсах выполнение первого условия ведет к применению неравномерных се-

ток, которые сгущены (имеют большее разрешение) там, где возможно появление больших градиентов независимых переменных, и, наоборот, разрежены (имеют меньшее разрешение) в остальных местах. Выполнение второго условия возможно лишь отчасти и только на структурированных сетках. В силу геометрической сложности расчетной области пространства, в которой отыскивается численное решение задачи о течении в реальной КС, приходится выполнять ее декомпозицию – разделение на подобласти (блоки), в которых возможно выделить хотя бы одно сеточное направление, в наибольшей степени соответствующее преобладающему направлению течения. Экономичной альтернативой обмену данными между блоками путем навязывания условия совпадения сеточных узлов на смежных границах блоков является использование неконформных (нестыкующихся) сеток. В таких сетках значения сеточной функции в узлах, принадлежащих одной смежной границе, определяются не непосредственно, а интерполяцией значений сеточной функции в соседних узлах, принадлежащих другой смежной границе, благодаря чему узлы, принадлежащие разным поверхностям сопряжения, могут не совпадать. По этому же принципу возможно локально измельчать структурированную сетку, выделяя в ней иерархически вложенные неконформные блочные структуры. Недостатком такого подхода является дополнительная погрешность интерполяции.

Применение блочно-структурированной неконформной сетки с иерархическими структурами

в составе гибридной сетки, включавшей 2,75 млн. ячеек, при моделировании течения в одногорелочном секторе КС ТРДДФ GTX-35VS Kaveri позволило Сриниваса Рао и др. [3] получить более точные численные оценки потерь полного давления в КС, чем Ананда Редди и др. [4], моделировавших тот же объект в аналогичной постановке на нерегулярной тетраэдрической сетке, включавшей 8,7 млн. ячеек. Точность численных оценок распределения массового расхода воздуха по отверстиям ЖТ указанными выше авторами не исследовалась. В то же время максимальные относительные различия между численными и измеренными оценками относительного массового расхода воздуха через отверстия ЖТ, полученные различными авторами при интегрировании осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса на сетках, содержащих от 2,5 до 1,8 млн. ячеек, находятся в пределах от 15 % до 20 % [5–7], а на сетках, содержащих менее 0,3 млн. ячеек, превышают 70 % [8, 9]. В связи с этим представляет интерес выяснить, какую именно топологию расчетной сетки предпочтительнее использовать, а также где именно и как именно следует измельчать сетку для получения максимально достижимой на располагаемых вычислительных ресурсах точности численных оценок коэффициентов расхода смесительных отверстий ЖТ реальных КС.

Такая попытка была впервые предпринята авторами работы [10] на основе решения тестовой задачи о течении в трубе с диафрагмой. Установлено, что поддержание размера граничной ячейки, обеспечивающего значение параметра $\tilde{y}^+ \approx 30$, позволяет рассчитывать коэффициенты расхода смесительных отверстий ЖТ с относительной погрешностью несколько процентов при условии достаточного разрешения сеткой слоя смешения между струей воздуха, протекающего через отверстие, и вихревым течением, омывающим его цилиндрическую поверхность, для чего предпочтительнее использовать кусочно-равномерные расчетные сетки, измельченные на прилегающем к цилиндрической поверхности участке толщиной $\Delta \approx R_0(1 - \sqrt{\mu})$, где R_0 – радиус отверстия. Величина \tilde{y}^+ представляет собой усредненное по длине цилиндрической поверхности отверстия в стенке значение параметра $y^+ = uu^+/v$, где u – расстояние от стенки до центра граничной ячейки; $u^+ = \sqrt{\tau_w}/\rho$ – динамическая скорость, τ_w – напряжение трения на стенке; v , ρ – кинематическая вязкость и плотность соответственно.

При перетекании воздуха из кольцевого канала (КК) в ЖТ через отверстия в ее стенке, в

отличие от задачи о течении в трубе с диафрагмой, только часть воздуха, входящего в КК, протекает через отверстия. Остальная часть воздуха проходит мимо них. В этом случае коэффициент расхода отверстий в основном определяется отношением сил давления к инерционным силам, которое характеризуется критерием динамического подобия Эйлера $Eu = \Delta p/q$, где Δp – статическое давление в КК, избыточное над давлением в ЖТ, q – скоростной напор в КК и в ЖТ, и в меньшей степени – иными факторами: относительной площадью поперечного сечения отверстий $\bar{f} = F_0/F_{KK}$, их формой, взаимным расположением, наличием закрутки потока и т.п. [1, 11].

Цель настоящей работы состоит в уточнении методических приемов построения расчетных сеток в районе смесительных отверстий ЖТ на основе решения тестовой задачи об истечении воздуха через ряд отверстий в тонкой стенке канала в неподвижную среду при наличии проходящего потока.

1 Методика исследования

Для достижения поставленной цели выполнены численные расчеты течения в одном ряде отверстий. В качестве объекта исследования выбран второй ряд смесительных отверстий ЖТ КС ТРДД АИ-222-25 с $\bar{f} = \ell/D_0 = 0,09$, где D_0 – диаметр отверстия; ℓ – толщина стенки (рис. 1).

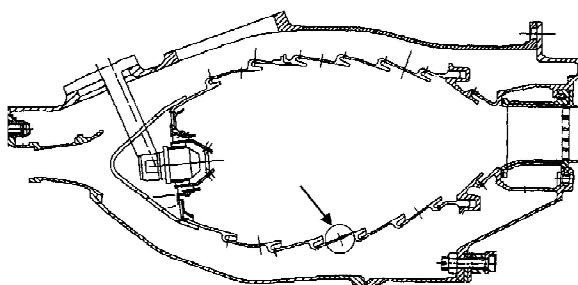


Рис. 1. Объект исследования – второй ряд смесительных отверстий ЖТ КС ТРДД АИ-222-25

Исследование проводилось в трехмерной постановке для несжимаемого стационарного течения, моделировавшегося осредненными по Рейнольдсу уравнениями Навье-Стокса, замыкаемыми моделью турбулентности k - ϵ Ши и др. [12] со стандартными функциями стенки.

Расчетная схема представляла собой плоскую щель, в которую параллельно ее стенкам вставлена плоская пластина толщиной ℓ , перфорированная одним рядом отверстий диаметром D_0 с относительным шагом $z/D_0 = 5,56$. Канал над пластиной относительной высотой $h_{KK}/D_0 = 1,78$ имитировал КК. Канал под пластиной относи-

тельной высотой $h_{ЖТ}/D_0 = 11,1$ имитировал ЖТ. В силу поступательной периодичности течения в направлении оси z и равенства нулю компоненты скорости V_z в плоскостях периодичности численное решение задачи отыскивалось в области пространства, ограниченной параллелепипедом, грани которого образованы стенками щели, двумя плоскостями yOx , одна из которых проходит через центр отверстия, другая – посередине между отверстиями, и двумя плоскостями zOy , соответствующими входу и выходу из щели.

Расчетная область покрывалась сетками трех топологий: A – гибридная (гексаэдры и тетраэдры) конформная (рис. 2, *a*); B – гексаэдрическая блочно-структуррированная неконформная; B – гек-

саэдрическая блочно-структуррированная неконформная с иерархическими структурами (рис. 2, *b*). Сетки различались разрешением в районе отверстия, размерами и локализацией измельченной области (табл. 1). Сетка № 1 соответствовала по топологии и разрешению сеткам, использованным в работах [5–7]. Сетка № 2 и сетки № 4–13 построены с близкими поперечными размерами пристеночных ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия. Сетка № 3 – базовая неконформная сетка, близкая по параметрам к сетке № 1. Сетки с иерархическими структурами № 4–15 получены из сетки № 3 путем ее различного локального измельчения в окрестности отверстия.

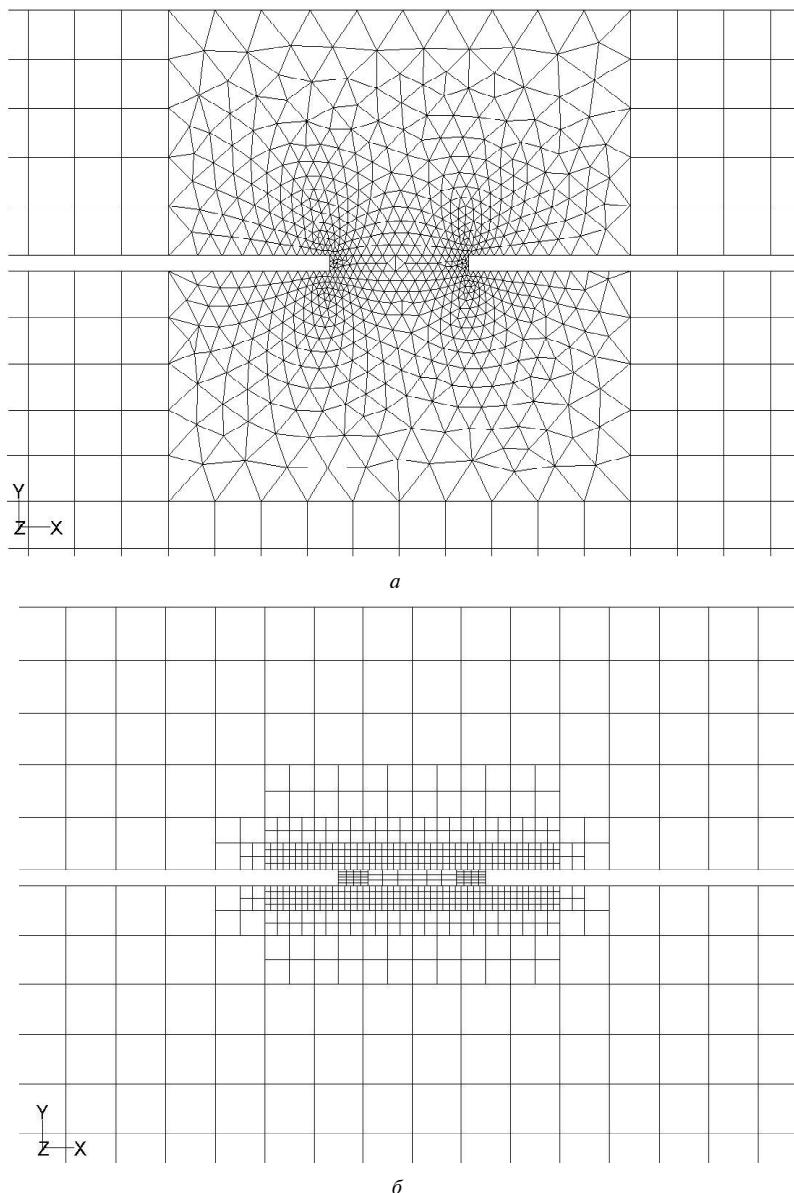


Рис. 2. Расчетные сетки:

a – гибридная конформная № 2; *б* – блочно-структуррированная неконформная с иерархическими структурами № 10

В качестве граничных условий на входе в КК задавалась скорость с равномерным профилем, интенсивность турбулентности ($I = 10\%$) и гидравлический диаметр, на выходе КК ставилось условие постоянства статического давления в поперечном сечении, избыточного над давлением в ЖТ. Критерий Эйлера поддерживался равным $Eu = 30,54$. На входе и выходе ЖТ задавалось нулевое избыточное статическое давление. Численное интегрирование дифференциальных уравнений в частных производных осуществлялось итерационно методом контрольного объема с использованием схемы аппроксимации конвективных членов третьего порядка точности MUSCL Ван Лира [13]. Уравнение неразрывности в пределе малых чисел Маха удовлетворялось с помощью процедуры коррекции давления SIMPLE [14].

Численные оценки коэффициента расхода отверстия определялись по формуле [11]:

$$\mu_u = GF_0^{-1}(2\rho\Delta p)^{-0.5}, \quad (1)$$

где G – массовый расход воздуха через отверстие; F_0 – площадь поперечного сечения отверстия; ρ – плотность; Δp – статическое давление в КК, избыточное над давлением в ЖТ.

Точность численных расчетов оценивалась путем сравнения их результатов с экспериментальными данными, аппроксимированными формулой [15]

$$\mu = 0,6 \left[1 - (1 + m)^{-n} \right], \quad (2)$$

где $m = \sqrt{Eu}$; $n = 2\bar{f}^2 + 2,34\bar{f} + 2,2$, \bar{f} – отношение площади поперечного сечения отверстия к площади поперечного сечения КК, приходящейся на одно отверстие.

Относительная погрешность численного расчета определялась по формуле

$$\delta_\mu = \frac{\mu_u - \mu}{\mu} \cdot 100\%, \quad (3)$$

где μ_u и μ – значения коэффициента расхода, вычисленные по формулам (1) и (2) соответственно.

2 Результаты исследования

Результаты расчета истечения воздуха через ряд отверстий в тонкой стенке канала в неподвижную среду при наличии проходящего потока показаны на рис. 3. Численные оценки коэффициента расхода отверстия и их погрешности приведены в табл. 1. Из табл. 1 видно, что расчет на гибридной конформной сетке № 1, построенной с параметрами, близкими к использованным в работах [5–7], дает относительную погрешность $\delta_\mu = 12,3\%$. В то же время расчет на гексаэдрической блочно-структурированной неконформной сетке № 3, близкой по параметрам к сетке № 1, дает относительную погрешность $\delta_\mu = 17,2\%$. Большая погрешность, очевидно, обусловлена дополнительной ошибкой интерполяции между узлами неконформной сетки.

Исследование влияния степени измельчения сетки и размеров измельченной области в окрестности отверстия на точность численных оценок

Таблица 1 – Численные оценки коэффициентов расхода, полученные на различных сетках

Сетка	T	n	$\Delta n_{1\text{отв}}$	$\Delta n_{20\text{отв}}$	n_ℓ	$\bar{h}_{y1,u}$	$\bar{h}_{y1,c}$	\tilde{y}^+	μ_u	μ	$\delta_\mu, \%$
№ 1	A	43824	37254	745080	1	1,29	1,54...3	124	0,6662	0,5932	12,3
№ 2	A	72997	95600	1912000	3	0,43	0,51...3	16	0,6231	0,5932	5,0
№ 3	Б	25197	0	0	3	0,9	3	95	0,6954	0,5932	17,2
№ 4	B	36005	21616	432320	6	0,45	0,75	52	0,6950	0,5932	17,2
№ 5	B	29117	7840	156800	6	0,45	0,75	58	0,6924	0,5932	16,7
№ 6	B	25995	1596	31920	6	0,45	1,5	67	0,6848	0,5932	15,4
№ 7	B	27171	3948	78960	6	0,45	0,75	59	0,6561	0,5932	10,6
№ 8	B	28431	6468	129360	6	0,45	0,75	58	0,6497	0,5932	9,5
№ 9	B	31567	12740	254800	6	0,45	0,375	64	0,6389	0,5932	7,7
№ 10	B	36859	23324	466480	6	0,45	0,375	62	0,6384	0,5932	7,6
№ 11	B	27031	3668	73360	6	0,45	1,5	63	0,6876	0,5932	15,9
№ 12	B	31091	11788	235760	6	0,45	0,75	56	0,6502	0,5932	9,6
№ 13	B	45231	40068	801360	6	0,45	0,375	60	0,6350	0,5932	7,0
№ 14	B	113810	177226	3544520	12	0,225	0,1875	26	0,6153	0,5932	3,7
№ 15	B	36313	22232	444640	3	0,9	0,375	156	0,6633	0,5932	11,8

Примечание. T – топология; n – общее количество ячеек в домене; $\Delta n_{1\text{отв}}$, $\Delta n_{20\text{отв}}$ – приrostы количества ячеек в результате измельчения сетки в окрестности одного и 20 отверстий, соответственно (по сравнению с сеткой № 3); n_ℓ – количество ячеек, уложенных вдоль толщины стенки; $\bar{h}_{y1,u}$ и $\bar{h}_{y1,c}$ – относенные к толщине стенки поперечные размеры пристеночных ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия и к стенке канала в окрестности отверстия, соответственно.

коэффициента расхода выполнялось в расчетах на гексаэдрических блочно-структурных сетках с иерархическими структурами № 6–14. Измельчение двух слоев ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия, одного слоя ячеек в области над отверстием и одного слоя ячеек под отверстием (сетка № 6) уменьшило относительную погрешность численного расчета до $\delta_{\mu} = 15,4 \%$. Последующее измельчение одного слоя ячеек в области над отверстием и одного слоя ячеек в области под отверстием сетки № 6 (сетка № 7) до $\delta_{\mu} = 10,6 \%$. Наконец, третье измельчение одного слоя ячеек в области над отверстием и одного слоя ячеек в области под отверстием сетки № 7 (сетка № 9) уменьшило относительную погрешность численного расчета до $\delta_{\mu} = 7,7 \%$.

Измельчение, принципиально аналогичное выполненному на сетке № 7, но охватывающее два слоя ячеек в области над отверстием и два слоя ячеек под отверстием (сетка № 8), уменьшило относительную погрешность численного расчета до $\delta_{\mu} = 9,5 \%$. Последующее измельчение двух слоев ячеек в области над отверстием и двух слоев ячеек в области под отверстием сетки № 8 (сетка № 10) уменьшило относительную погрешность численного расчета до $\delta_{\mu} = 7,6 \%$.

Измельчения, принципиально аналогичные выполненным на сетках № 6 (сетка № 11), № 7 и № 8 (сетка № 12), № 9 и № 10 (сетка № 13), но охватывающие три слоя ячеек в области над отверстием и три слоя ячеек под отверстием, дали

результаты, близкие к приведенным выше.

Последующее измельчение сетки № 10 (сетка № 14) в двух слоях ячеек в области над отверстием и двух слоях ячеек в области под отверстием дало наименьшую погрешность расчета $\delta_{\mu} = 3,7 \%$, однако, оно не достижимо на сетках с общим количеством ячеек 2–3 млн., обычно используемых при трехмерном моделировании одногорелочных отсеков КС ($\Delta n_{20\text{отв}} = 3544520$).

Расчет на гибридной конформной сетке № 2, построенной с поперечными размерами пристеночных ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия, близкими к неконформным сеткам, в которых измельчены два слоя ячеек в этой области, показал высокую точность ($\delta_{\mu} = 5,0 \%$), однако, такое измельчение также не достижимо на сетках с общим количеством ячеек 2–3 млн. ($\Delta n_{20\text{отв}} = 1912000$).

Исследование влияния локализации области измельчения в окрестности отверстия выполнено в расчетах на гексаэдрических блочно-структурных неконформных сетках с иерархическими структурами № 4, № 5 и № 15. Расчеты показали, что при отсутствии измельчения в области над отверстием (сетка № 4), также как и при отсутствии измельчения в области под отверстием (сетка № 5), погрешность расчетов велика ($\delta_{\mu} = 17,2 \%$ и $\delta_{\mu} = 16,7 \%$ соответственно) по сравнению с измельченной в данной области сеткой № 12 ($\delta_{\mu} = 9,6 \%$). Отсутствие измельчения ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия (сетка № 15), увеличивает

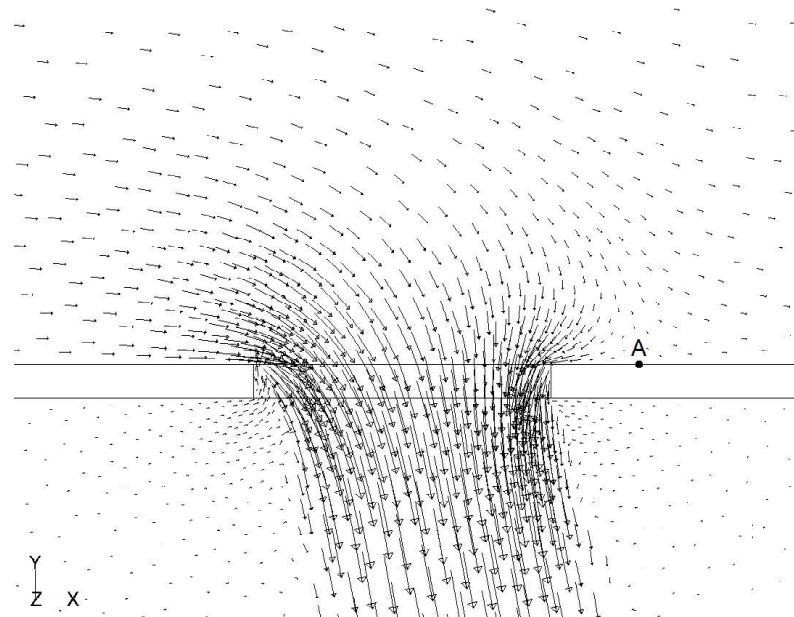


Рис. 3. Векторы скорости воздуха, истекающего через отверстие в тонкой стенке канала в неподвижную среду при наличии проходящего потока, рассчитанные на сетке № 2 (A – точка присоединения проходящего потока)

погрешность расчета до $\delta_{\mu} = 11,8 \%$ (расчет на сетке № 10, где такое измельчение сделано, дает $\delta_{\mu} = 7,6 \%$).

Из выполненного анализа следует, что для увеличения точности численного расчета коэффициента расхода отверстия в тонкой стенке при наличии проходящего потока необходимо подробно разрешать расчетной сеткой слой ячеек, примыкающих к цилиндрической поверхности отверстия, слой ячеек в области над отверстием и слой ячеек в области под отверстием, тем самым описывая область формирования радиальных составляющих скорости воздуха при обтекании кромок отверстия, поворота струи и слой смешения между струей воздуха, протекающего через отверстие, и вихревым течением, омывающим его цилиндрическую поверхность. Потребный радиус области измельчения, по-видимому, можно ограничить точкой присоединения проходящего потока в КК (см. рис. 3).

При соблюдении описанных выше принципов построения сеток и соответствующих размерах ячеек вполне возможно обеспечить величину относительной погрешности численного расчета коэффициента расхода смесительных отверстий ЖТ в несколько процентов. Тем не менее на практике, очевидно, необходим компромисс между доступными вычислительными ресурсами и приемлемой точностью расчета данного параметра.

Заключение

Выполненное исследование влияния топологии и разрешения расчетных сеток на точность численных оценок коэффициентов расхода смесительных отверстий ЖТ на основе решения тестовой задачи об истечении воздуха через ряд отверстий в тонкой стенке канала в неподвижную среду при наличии проходящего потока позволило уточнить методические приемы построения расчетных сеток, разработанные ранее на основе решения тестовой задачи о течении в трубе с диафрагмой, и предложить экономичный метод увеличения точности численного расчета указанного параметра путем применения блочно-структурированных неконформных сеток с иерархическими структурами. Направления дальнейших исследований авторы видят в установлении количественных связей между точностью численных оценок гидравлических параметров и точностью численных оценок основных показателей качества работы КС.

Перечень ссылок

1. Лефевр А. Процессы в камерах сгорания ГТД / А. Лефевр. – М. : Мир, 1986. – 566 с.
2. Флетчер К. Вычислительные методы в динамике жидкостей. Т. 2 / К. Флетчер. – М. : Мир, 1991. – 552 с.
3. Srinivasa Rao M. Performance Improvement of an Aero Gas Turbine Combustor / M. Srinivasa Rao, G. Sivaramakrishna // Proceedings of ASME Turbo Expo 2009: June 8–12, 2009, Orlando, Florida, USA (GT2009-59928). – 6 p.
4. Ananda Reddy G. Non-reacting Flow Analysis from Combustor Inlet to Outlet using Computational Fluid Dynamics Code / G. Ananda Reddy, V. Ganesan // Defence Science Journal. – 2004. – Vol. 54. – N. 4. – P. 455–467.
5. An Efficient Strategy For The Design Optimization of Combustor Exit Temperature Profile / Motsamai O.S., Visser J. A., Morris M., de Kock D. J. // Proceedings of ASME Turbo Expo 2006: May 8–11, 2006, Barcelona, Spain (GT2006-91325). – 11 p.
6. A New Paradigm for Simulation of Turbulent Combustion in Realistic Gas Turbine Combustors Using LES / [Constantinescu G., Mahesh K., Apte S. etc.] // Proceedings of ASME Turbo Expo 2003 : June 16–19, 2003, Atlanta, Georgia, USA (GT2003-38356). – 14 p.
7. Application of an Advanced CFD-Based Analysis System to the PW6000 Combustor to Optimize Exit Temperature Distribution – Part I: Description and Validation of the Analysis Tool / [Malecki R. E., Rhee Ch.M., McKinney R.G. etc.] // Proceedings of ASME TurboExpo 2001. June 4–7, 2001, New Orleans, Louisiana (2001-GT-0062). – 9 p.
8. CFD Simulations for the Development of Gas Turbine Low-Nox Hydrogen Combustor / [Riccardi J., Gheri P., Giorgiani G. etc.] // Proceedings of WHEC 16. June 13–16, 2006, Lyon, France. – P. 221–229.
9. Cold Flow Analysis of an Aero-Engine Gas Turbine Combustor Configuration / [Muralidhara H. S., Shembharkar T. R., Pai B. R. etc.] // Papers of 15th International Symposium on Air Breathing Engines (XV ISABE). September 3–7, 2001, Bangalore, India (ISABE-2001-1233). – 10 p.
10. Костюк В. Е. Оптимальное размельчение сетки для численного расчета коэффициентов расхода и гидравлического сопротивления смесительных отверстий жаровой трубы / В. Е. Костюк, Е. И. Кирилаш, В. Н. Гусев // Авиационно-космическая техника и технология. – 2010. – № 1. – С. 65–73.
11. Шандоров Г. С. Истечение из канала в неподвижную и движущуюся среду / Г. С. Шандоров // Журнал технической физики. – 1957. – Т. 27. – № 1. – С. 156–179.
12. A New – Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows – Model Development and Validation / [T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, etc.] // Computers

- Fluids. – 1995. – N 24(3). – P. 227–238.
13. Van Leer B. Toward the Ultimate Convergent Difference Scheme. IV. A Second Order Sequel to Godunov's Method / B. Van Leer // Journal of Computational Physics. – 1979. – № 32. – P. 101–136.
14. Vandoormaal J.P. Enhancements of the SIMPLE Method for Predicting Incompressible
- Fluid Flows / J. P. Vandoormaal, G.D. Raithby // Numer. Heat Transfer, – 1984. – N. 7. – P. 147–163.
15. Безменов В. Я. Методика гидравлического расчета камер сгорания ГТД на ЭВМ / В. Я. Безменов, А.П. Бородина, Р. С. Валеев. Техн. отчет ЦИАМ № 6759, 1971. – 165 с.

Поступила в редакцию 10.03.2010

V. Ye. Kostyuk, Ye. I. Kirilash, D. V. Kozel, T. V. Stepanova

**ECONOMIC METHOD FOR INCREASING ACCURACY OF NUMERICAL
CALCULATION OF DISCHARGE COEFFICIENTS OF MIXING ORIFICES
OF THE FLAME TUBE**

Досліджено вплив топології та розділення розрахункових сіток на точність числових оцінок коефіцієнтів витрати змішувальних отворів жарової труби камер згоряння газотурбінних двигунів на основі рішення тестової задачі про витікання повітря крізь ряд отворів в тонкій стінці каналу у нерухоме середовище за наявності прохідного потоку. Для числового моделювання тривимірної турбулентної течії застосовувалися осереднені за Рейнольдсом стаціонарні рівняння Нав'є-Стокса нестисливої рідини, які замикалися моделлю турбулентності Ші. Запропонован економічний метод підвищення точності числових оцінок зазначеного параметра на основі застосування блочно-структурзованих неконформних сіток з ієрархічними структурами.

Жарова труба, змішувальні отвори, коефіцієнт витрати, числове моделювання, розрахункові сітки, топологія, подрібнення, аналіз точності

There is investigated influence of the topology and resolution of computational grids on the accuracy of numerical evaluations of discharge coefficients of the mixing orifices of the flame tube of combustion chambers of gas turbine engines. Investigation is based on the solution of test problem about air discharge through several orifices in the thin wall of the channel into the stationary environment in the presence of passing stream. Steady Reynolds averaged incompressible Navier -Stokes equations, closed by Shih turbulence model, are used for numerical modeling of three-dimensional turbulent flow. There is proposed economic method for increasing accuracy of numerical evaluations of the specified parameter on basis of block-structured nonconformal grids with hierarchical structures.

Flame tube, mixing orifices, discharge coefficient, numerical modeling, computational grids, topology, refinement, accuracy analysis

УДК 621.438.002.2

*Ю. С. Кресанов¹, канд. техн. наук А. В. Богуслаев¹,
д-р техн. наук А. Я. Качан², Л. И. Гасик¹*

¹ОАО «Мотор Сич»; ²Национальный технический университет, г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССОВ ТОЧНОЙ ШТАМПОВКИ И ХОЛОДНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ ПЕРА РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ НА КАЧЕСТВО ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

В работе определены основные причины возникновения поверхностных дефектов на рабочих лопатках компрессора из жаропрочных сплавов, изготавляемых точной штамповкой и холодным вальцеванием пера, и предложены пути их устранения.

Штамповка, рабочая лопатка, холодное вальцевание, жаропрочный сплав, дефекты пера

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Последние ступени рабочих лопаток компрессора высокого давления изготавливают из жаропрочных сплавов ХН77ТЮР (ЭИ437Б) для двигателей Д-436ТП-148 (6 и 7 ступени) и ХН45МВТЮБР (ЭП718-ИД) для двигателя Д-18Т (57 ступени).

Изготовление указанных лопаток производится методом точной штамповки с последующим холодным вальцеванием пера без его окончательной размерной механической обработки. Профиль пера формируется пластической деформацией металла: сначала горячей (периодический прокат и точная штамповка), а затем – холодной (вальцевание пера в несколько переходов). При формообразовании профиля пера пластической деформацией металла актуальным является обеспечение низкой шероховатости поверхности пера под последующую технологическую операцию холодного вальцевания. Экспериментальные исследования формообразования пера лопаток пластическим деформированием металла позволили установить основные причины, влияющие на качество их изготовления. Однако указанные экспериментальные исследования определяют влияние параметров горячего выдавливания заготовок рабочих лопаток компрессора на качество их изготовления из титанового сплава ВТ8 и не касаются жаропрочных сплавов [1].

Цель работы – определение влияния технологии изготовления рабочих лопаток компрессора из жаропрочных сплавов на качество их изготовления.

Содержание и результаты исследования

Для определения влияния основных технологических операций на качество поверхности пера, изготовление заготовок рабочих лопаток компрессора, предназначенных для холодного валь-

цевания пера представим в виде следующей технологической схемы (табл. 1).

Полученная по указанной технологии заготовка лопатки (см. табл. 1) проходит в дальнейшем механическую обработку хвостовика и холодное (без съема металла) вальцевание пера. Заготовки лопаток, полученные штамповкой, затем подвергают термообработке – закалке для «смягчения» сплавов и электрополированию для удаления поврежденного слоя от горячей деформации.

Классификация дефектов поверхности пера лопаток после штамповки показала, что их можно представить в виде пяти групп:

1. Выступы (буగры на поверхности).
2. Лунки (ямки, вмятины).
3. Повышенная шероховатость.
4. Растрыв («язвины»).
5. Точечное свечение люминофора при контроле ЛЮМ1-ОВ.

Характеристика 1 группы – выступы

Выступы появляются после гальванического электрополирования и в зависимости от размеров обнаруживаются визуально или с применением оптических средств (лупы). Выступы могут быть единичными или групповыми (рис. 1, 2). Часто вершина выступа плоская, на которой видны параллельные риски от механической зачистки (см. рис. 1, в).

Проведенный рентгеноспектральный микронализ (РСМА) зоны дефекта установил, что на полированных заготовках посторонние химические элементы отсутствуют, однако, на заготовках до электрополирования обнаружены Ва, К, Ti (рис. 3). Источниками Ва и К является расплав солей бария и калия, который используется для нагрева под штамповку (см. табл. 1, поз. 4).

Таким образом, установлено, что основной причиной появления дефекта поверхности в виде выступов (буగорков) является некачественная

Таблица 1 – Технологическая схема изготовления заготовок лопаток

Наименование операции	Температура нагрева, °С Время нагрева, мин		Среда нагрева	Сопутствующие технологические операции
	Сплав ЭП718-ИД	Сплав ЭИ437Б		
Прокат круглого прутка на полосу	<u>1040–1070</u> 10–30	<u>1060–1090</u> 8–30	воздух	Гидропескоструйная обдувка
Периодический прокат	<u>1040–1070</u> 10–0	<u>1060–1090</u> 8–30	воздух	Мойка или гидроабразивная обдувка
Вырубка индивидуальных заготовок	<u>1010–1030</u> 5–30	<u>990–1020</u> 5–30	воздух	Гидроабразивная обдувка. Виброгалтовка
Штамповка	<u>1040–1070</u> 1–2	<u>1120–1150</u> 1–2	Соляная ванна BaCl_2	Промывка в горячей воде или виброгалтовка
Обрезка облоя	<u>1010–1030</u> 5–30	<u>830–860</u> 5–30	воздух	Гидроабразивная обдувка. Травление. Виброгалтовка.
Калибровка	<u>1010–1030</u> 5–30	<u>990–1010</u> 5–30	argon	Гидроабразивная обдувка. Виброгалтовка
Закалка	<u>1010–1020</u> 5–30		вакуум/ воздух	–
Старение	<u>790</u> 480		вакуум	–
Электрополировка	–	–	–	–



а



б



в

Рис. 1. Выступы на поверхности пера лопаток из сплава ЭП718-ИД после электрополирования:

а – заготовка лопатки перед вальцеванием; б – выступы на поверхности пера × 42; в – риски на поверхности выступа от механической зачистки

очистка заготовок перед вакуумной закалкой и последующей электрополировкой. Мойка в ацетоне перед закалкой и обезжиривание в щелочном растворе перед электрополированием соли и окислы не удаляют.

При вакуумной закалке, применяемой для исключения обезлегирования поверхности заготовок лопаток при нагреве, очистка невозможна, так как

выполняется при низком вакууме. Поэтому остатки солей, пленки окислов и просто загрязнения в лунках экранируют доступ электролита к поверхности, в результате чего металл на отдельных микроучастках либо вообще не полируются, либо процесс электропилорования затормаживается. В результате чего, неполируемые микроучастки высчитывают над основной поверхностью.

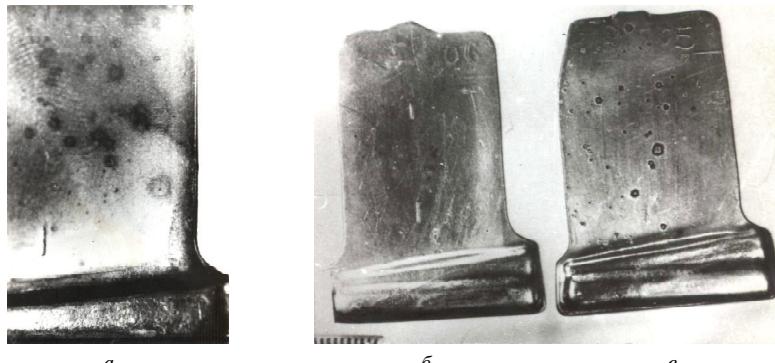
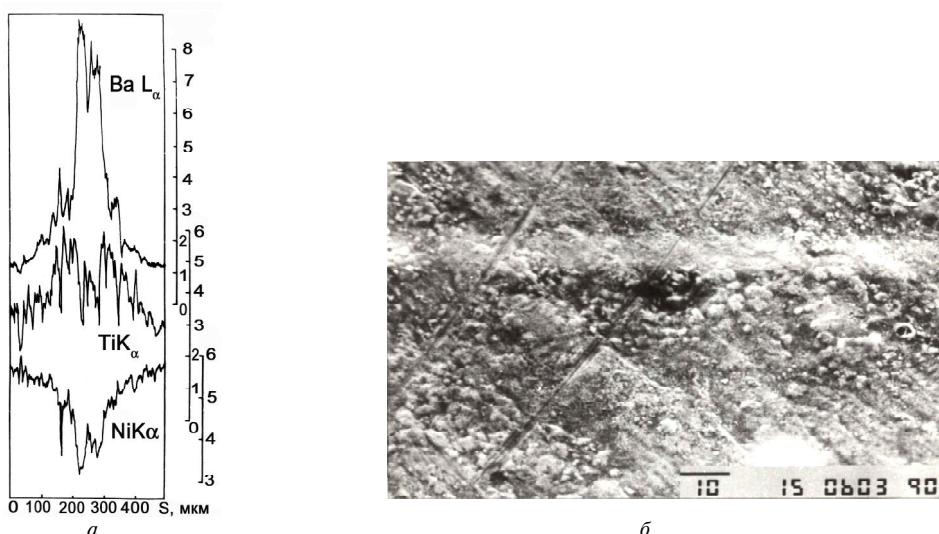


Рис. 2. Округлые пятна радужного окисления (в центре — выступы серого цвета) на лопатках из сплава ЭП718-ИД после вакуумной закалки (а) и округлые бугорки на тех же лопатках после электрополирования (б)



Для очистки от солей, окислов металла и пригара смазки в технологическом процессе применяется пооперационная очистка, включая длительную мойку в горячей воде от солей бария и калия, гидропескоструйную обработку в барабане, травление заготовок в растворе азотной и плавиковой кислот (для заготовок из сплава ЭП718-ИД) и виброгалтовку (см. табл. 1). Неоднократное применение такой очистки в комплексе очистных операций обеспечивает удаление солей и окислов. Выступы на электрополированной поверхности легко удаляются ручной зачисткой профиля пера.

С целью исключения влияния случайных факторов на появление поверхностного дефекта в виде выступов электрополирование, чувствительное ко всякого рода загрязнениям поверхности, было заменено на электролитно-плазменную обработку, которая не чувствительна к исходному состоянию обрабатываемой поверхности.

Характеристика 2 группы — лунки

Лунки появляются на поверхности пера как до, так и после электрополирования. Лунки, по-

явившиеся до электрополирования, в основном, малоразмерные, но глубокие с четкими границами, чистым дном или темные, заполненные окислами и другими загрязнениями (рис. 4).

После электрополирования точечные лунки очищаются, кромки сглаживаются, а их наличие зависит от первоначальной глубины. Если она меньше припуска на электрополирование, то ее вогнутый профиль выравнивается, а сама лунка исчезает или приобретает более сглаженную форму.

Более крупные лунки продольной ориентации, появляющиеся у входной и выходной кромок пера или в области максимальной толщины пера, чаще бывают произвольной формы и встречаются реже, и после электрополирования их форма сглаживается.

Причиной появления мелких лунок является вдавливание в поверхность пера твердых частиц (например, застывших солей хлористого бария, применяемого при нагреве заготовок при штамповке, и других твердых частиц). Крупные лунки появляются после соударения поверхности пера с постоянными предметами или лопаток между собой.



Рис. 4. Лунки на пере лопаток из сплава ЭП718-ИД до операции электрополирования:

а — лунки на поверхности пера со стороны корыта; *б* — лунки на поверхности пера со стороны спинки; *в* — лунка, заполненная окислами; *г* — лунка с глубокими и четкими границами

Мелкая пологая лунка не оказывает влияние в дальнейшем на процесс вальцевания и не вызывает никаких других дефектов (например, застата).

Характеристика 3 группы – повышенная шероховатость поверхности пера

Повышенная шероховатость поверхности пера в слабой форме обнаруживается до электрополирования, а в более ярком виде, часто зональная — после электрополирования (рис. 5).

Причиной появления повышенной шероховатости пера является наличие окисления поверхности даже в случае применения защиты при нагреве. Более активно окисляется сплав ЭП718-ИД, так как в его химическом составе имеется около 50 % железа. Кроме того, окислению сплава способствует нагрев заготовки в воздушной среде при закалке в воду. Слой окалины с поверхности удаляется в процессе послеоперационных очисток. Однако под ней сохраняется переходной полуокисленный слой (внутреннее окисление), представляющий собой смесь металла и окислов неметаллов (см. рис. 5, *б*). В процессе электрополирования этот слой удаляется, обеспечивая нормальные условия холодного вальцев-

ния и требуемое качество материала. Появление шероховатости поверхности связано с тем, что в полуокисленном слое полируется только металл, а выступающие окислы образуют видимый рельеф.

По мере уменьшения слоя внутреннего окисления и высыпания окислов рельеф поверхности постепенно сглаживается, что подтверждается прерыванием на одной и той же заготовке лопатки процесса электрополирования при разной длительности. На таком принципе основан метод фазового анализа жаропрочных сплавов, когда при травлении матрица сплава растворяется, а фазы, в том числе и карбиды, осыпаются. Затем после их компактирования исследуются рентгеновским методом.

Таким образом, повышенная шероховатость поверхности может быть следствием большого полуокисленного слоя, малого и неравномерного съема металла при электрополировании, а также недостаточного припуска под электрополирование. Исследование глубины полуокисленного слоя на заготовках лопаток показало, что его максимум составляет 0,05 мм для сплава ЭП718-ИД и 0,01 мм для сплава ЭИ437Б (рис. 6).



Рис. 5. Повышенная шероховатость профиля пера лопатки из сплава ЭП718-ИД со стороны спинки (*а*) и поверхностный полуокисленный слой (*б* — $\times 500$)

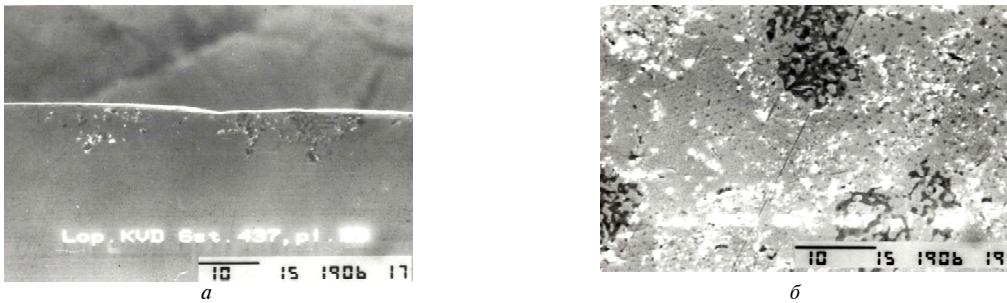


Рис. 6. Полуокисленный слой на заготовке лопатки из сплава ЭИ437Б до электрополирования по сечению пера (а – ×1300) и по поверхности пера (б – ×1800)

Нормативными документами величина съема металла при электрополировании установлена более 0,06 мм для сплава ЭП718-ИД и 0,06...0,1 мм для сплава ЭИ437Б, а фактически при изготовлении заготовок методом точной штамповки величина припуска металла под электрополирование составляет 0,15...0,3 мм, что гарантированно перекрывает величину полуокисленного слоя. Наблюдается неравномерность съема металла с поверхности заготовки лопатки при электрополировании за счет сложности профиля пера и конструкции приспособления для электрополирования. На кромках пера и крайних лопатках в приспособлении съем металла больше, а в зоне максимальной толщины пера и в середине приспособления – меньше. Учитывая особенности термомеханических условий деформации металла, технологический процесс отработан таким образом, чтобы полуокисленный слой удалялся до неокисленного металла.

Для исключения появления повышенной шероховатости заготовок лопаток на финишной операции перед холодным вальцеванием необходимо предварительно выполнять глубокое мерное травление с последующим легким электрополированием до получения «зеркальной» поверхности.

Еще одной причиной повышенной шероховатости поверхности пера заготовок лопаток после электрополирования является окисление лопаток в процессе вакуумной закалки. Это связано с остатками связующего материала абразивного круга. Зачищенные абразивным кругом до металлического блеска участки поверхности пера лопатки окисляются в процессе закалки, приобретая темный цвет с радужными оттенками. Тонкая плотная пленка окислов затрудняет доступ электролита к обрабатываемой поверхности лопатки и тем самым замедляет процесс снятия материала, что является причиной образования волнового рельефа (рис. 7).

Характеристика 4 группы – раствор

Раствор поверхности пера заготовки лопатки продольной направленности выявлен после вы-

полнения технологических операций штамповки, обрезки облоя и очистки. Беспорядочно ориентированные растрывы выявлены непосредственно после нагрева в хлор-бариевой ванне (рис. 8, а).

Причиной язвенного раствора поверхности является фтористый магний ($Mg F_2$), который вводится в состав соли ($Ba Cl_2$) в ванну в качестве раскислителя для предупреждения обезуглероживания и обезлегирования при нагреве. Металлографическими исследованиями показано, что раствор сопровождается нарушением сплошности металла и окислением границ зерен (рис. 8, б, в). Раствор поверхности пера устраняется за счет уменьшения в хлор-бариевой ванне раскислителя $Mg F_2$ до 3 %.

Второй причиной язвенного раствора поверхности пера явился кремний (Si), обнаруженный методом рентгеноструктурного анализа. В растворенных областях с измененной структурой количество Si достигало до 5 %. Источником появления кремния в «пораженной» области является мулито-корундовая масса, которая попадает в состав раствора ванны для нагрева из огнеупорного материала, которым она футеруется.

При длительной эксплуатации ванны огнеупорный материал, состоящий из кварца и корунда, взаимодействует с раствором и попадает на нагреваемую заготовку лопатки.

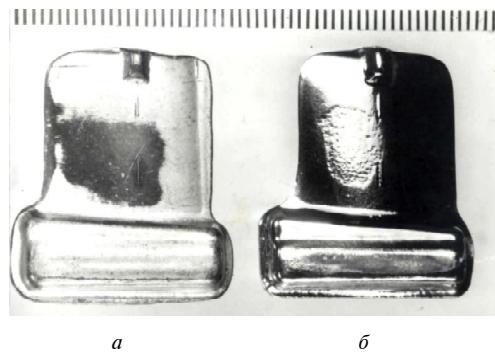


Рис. 7. Внешний вид окисления зачищенных участков поверхности заготовок лопаток из сплава ЭИ437Б после вакуумной закалки (а) и повышенная шероховатость таких же участков после электрополирования (б)

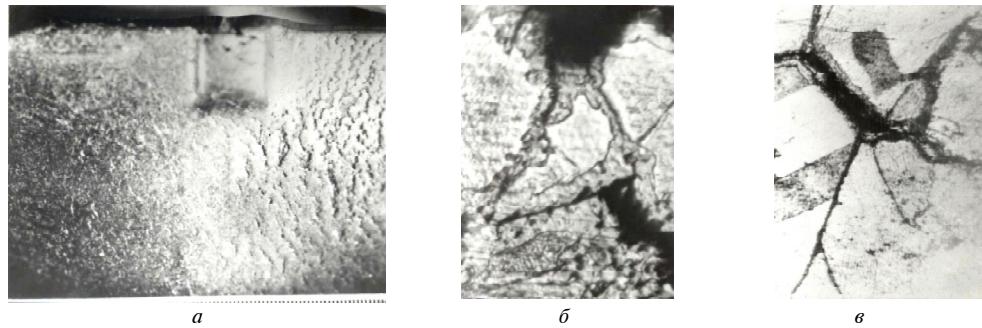


Рис. 8. Поверхностный растряв заготовок лопаток из сплава ЭИ437Б:

a – внешний вид растрява поверхности пера, *б* – несплошность ($\times 500$), *в* – окисление границ зерен ($\times 500$)

Такой же дефект может появиться на лопатках в случае попадания песчинок перед или в процессе вакуумной закалки (при температуре около 1200 °С).

При вальцевании пера лопаток из сплава ЭИ437Б наблюдаются широко раскрытие разрывы преимущественно поперечной ориентации, выявленные впоследствии и до вальцевания. В результате растрява происходит нарушение сплошности границ зерен, замыкание растрявовых границ и на отдельных участках высыпание зерен (рис. 9, *a*, *б*, *в*, *г*).

При этом металлографические исследования показали, что структура сплава нормальная, зерна разноосные рекристаллизованные, охрупчивающей фазы нет и окисление по границам зерен отсутствует. Излом лопаток в сердцевине происходит по вязкому (ямочному) механизму разрушения, что подтверждает нормальное состоя-

ние материала и исключает нарушение температурных режимов деформации и термообработки. Таким образом, дефект имеет явно поверхностный характер и его появление вызвано процессом электрополирования. Это подтверждает проведенный эксперимент по электрополированию с контролем плотности тока и температуры электролита 300 заготовок лопаток, разместившихся в 6 приспособлениях с 3 загрузками в ванну.

После электрополирования внешний вид лопаток оценивали визуально с применением лупы, а также производили люминесцентную дефектоскопию (ЛЮМ1-ОВ). Фонового свечения не обнаружено. После механической обработки лопатки вновь контролировались ЛЮМ1-ОВ, после которого на 11 лопатках обнаружился тот же дефект – короткие широко раскрытие трещины преимущественно поперечной ориентации (рис. 10).

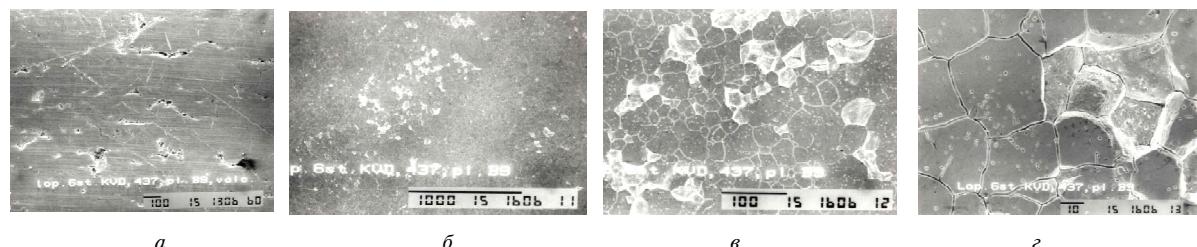


Рис. 9. Внешний вид поперечных разрывов на пере вальцованный лопатки из сплава ЭИ437Б и микрорельеф поверхности (*а* – $\times 60$; *б* – $\times 32$, *в* – $\times 180$, *г* – $\times 900$)

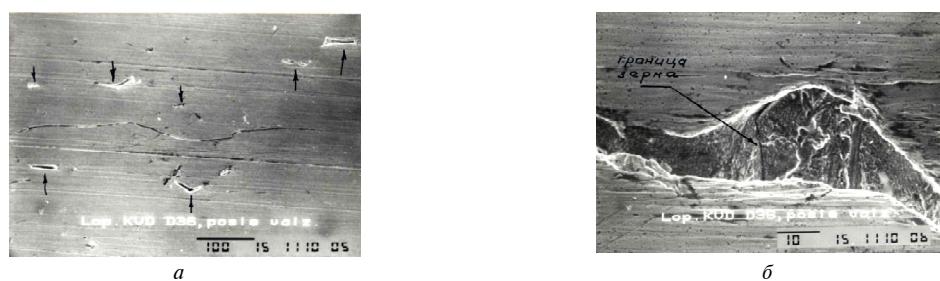


Рис. 10. Внешний вид трещин, обнаруженных на экспериментальных лопатках после вальцевания (*а* – $\times 180$) и рельеф стенки трещины (*б* – $\times 1300$)

Для выяснения причины их появления вновь на 110 лопатках проведен процесс электрополирования с контролем не только плотности тока и температуры, но и состава ванны [H_3PO_4 – 813 г/л (норма 730–1000 г/л), H_2SO_4 – 352 г/л (норма 330–420 г/л), Fe_2O_3 – 1,1 г/л, CrO_3 – 0,2 г/л, Cr_2O_3 – 1,73 г/л, Ni – 4,7 г/л (норма ≤ 20 г/л)]. Лопатки до и после электрополирования контролировались ЛЮМ1-ОВ. При этом все лопатки до электрополирования имели фоновое свечение, а после обработки свечение не обнаружено. Кроме того, 20 % лопаток было осмотрено на оптическом микроскопе при увеличении $\times 50$ – 100 , а в некоторых местах и $\times 200$. Межзеренного раствора не обнаружено, но на всех лопатках вытравливается микроструктура сплава (см. рис. 8, в), что в большей или меньшей степени характерно для процесса электрополирования жаропрочных сплавов.

Таким образом, причиной появления «растравы» поверхности лопаток может быть как электролитическое травление, так и дефекты, возникающие при холодном вальцевании пера, которые по ранее проведенным исследованиям имеют малый угол наклона поверхности, слаженность рельефа по излому и не подпадают по перечисленным признакам к дефектам, обнаруженным на 11 лопатках. Следовательно, основная причина появления «растравы» поверхности лопаток в настоящее время остается еще до конца не выясненной (рис. 10, б, рис. 11), а влияние электрополирования жаропрочных деформируемых сплавов на микроструктурном уровне до настоящего времени мало изучено.

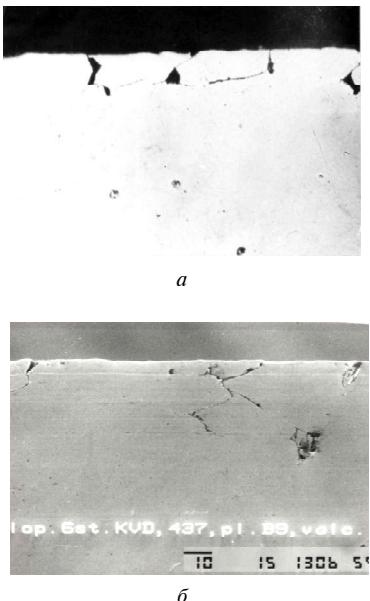


Рис. 11. Характерный вид дефектов по сечению пера лопаток после вальцевания (а – $\times 100$, б – $\times 80$)

Характеристика 5 группы – точечное свечение люминофора при контроле лопаток ЛЮМ1-ОВ

Точечное свечение люминофора, недопустимое по действующей нормативной документации, выявлено при контроле лопаток, компрессора высокого давления двигателей Д-18Т, Д-436, Д-36 из жаропрочных сплавов ЭП718-ИД и ЭИ437Б, после холодного вальцевания пера.

По результатам предыдущих исследований и анализа изготовленных лопаток установлено:

1. Светящиеся точки яркие и четкие, что исключает их связь с качеством проведения контроля (грязь или остатки люминофора на поверхности). Размер большинства точек очень малый. Они просматриваются только при 4-кратном увеличении, а при наблюдении невооруженным глазом создают как бы фоновое свечение.

2. Дополнительное механическое полирование такой вальцованной поверхности недостаточно эффективно.

3. Свечение появляется после первого вальцевания.

4. Часть свечения связана с повреждениями пера (вмятинами, забоинами, задирами пр.).

5. Очень слабое свечение, на пределе чувствительности метода ЛЮМ1-ОВ, наблюдается на поверхностях хвостовика и на торце пера после механической обработки.

Для установления причины точечного свечения люминофора исследовались рабочие лопатки из сплава ЭП718-ИД 6 и 7 ступеней КВД двигателя Д-18Т и лопатки из сплава ЭИ437Б 6 ступени КВД двигателя Д-36 в готовом состоянии (после всех операций технологического процесса, включая два вальцевания, термообработку (старение) и нескольких механических полировок вальцованной поверхности). Дополнительно исследовали также заготовки лопаток после разных технологических операций: электрополирования, механической обработки хвостовика и прикорневой части пера, а также после первого вальцевания. Исследования проводили на оптическом микроскопе NEOPHOT-32 и электронном растром микроскопе JSM-T300 с приставкой Phoenix для рентгеноспектрального микронализа (PCMA).

По внешним признакам точечное свечение по перу на исследованных лопатках такое же, как описано выше. После снятия проявляющего лака при осмотре под лупой и бинокулярным микроскопом при увеличении $\times 25$ обнаружено повреждение пера в виде вмятин, забоин, задиров (рис. 12). Заусенцы, которые сопутствуют повреждению, могут вызывать свечение при контроле ЛЮМ1-ОВ. Однако количество повреждений меньше, чем количество обнаруживаемых свечений.

Для определения причины свечения рельеф поверхности пера лопаток исследовали на электронном микроскопе при увеличении до $\times 10000$. При этом микротрецшин, вальцовочных закатов и пор не обнаружили.

Учитывая то, что при сухом механическом полировании возможно заполнение полости дефектов металлической пылью, образцы из пера лопаток подвергли электрополированию. В результате на поверхности пера лопаток обнаружено скопление включений неопределенной формы и с признаками разрушенных ограненных карбидов (см. рис. 12). Последующий РСМА

показал, что химический состав включений независимо от формы соответствует карбидам, так называемым, монокарбидам MeC , на основе Nb и Ti (сплав ЭП718-ИД) и Ti (сплав ЭИ437Б) (рис. 13, 14, 15)).

Такие же результаты получены и без электро-полирования с применением механического полирования на сукне сuspензией окиси хрома – монокарбиды на поверхности пера разрушены (рис. 16, a), а в сечении пера и хвостовике на тех же исследованных лопатках карбиды целые (рис. 16, b).

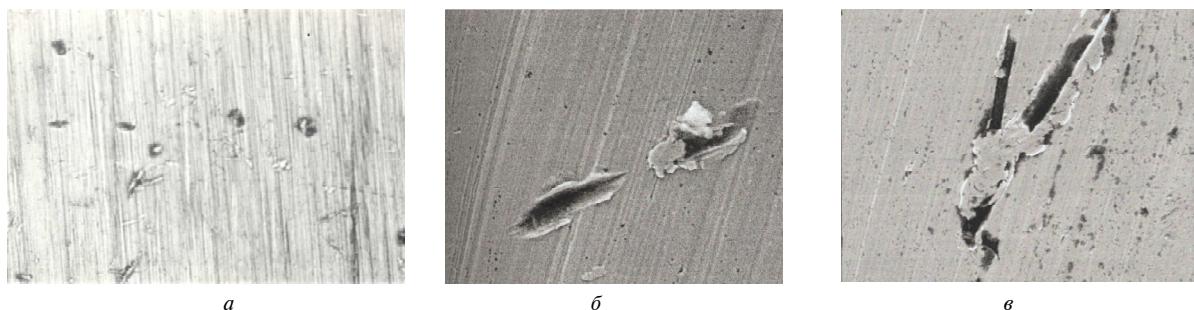


Рис. 12. Повреждение поверхности пера лопаток после вальцевания и дополнительной механической полировки
($a = \times 50$; $b, c = \times 1000$)

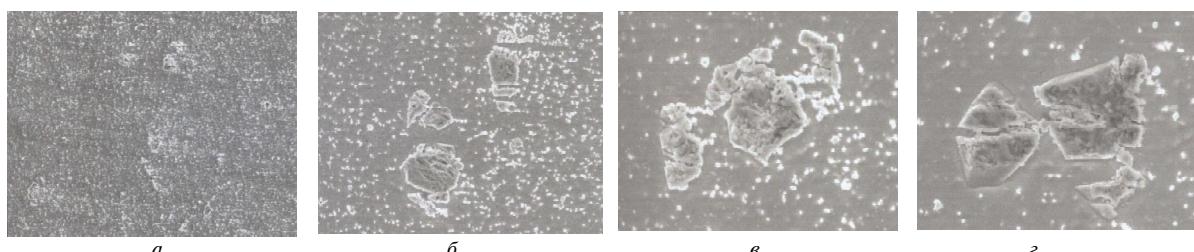


Рис. 13. Рабочая лопатка КВД дв. Д-18Т с точечным свечением по перу после полного цикла обработки и дополнительного полирования профиля пера. Разрушение карбидов на вальцованной поверхности
($a = \times 340$; $b = \times 1400$; $c, d = \times 2400$)

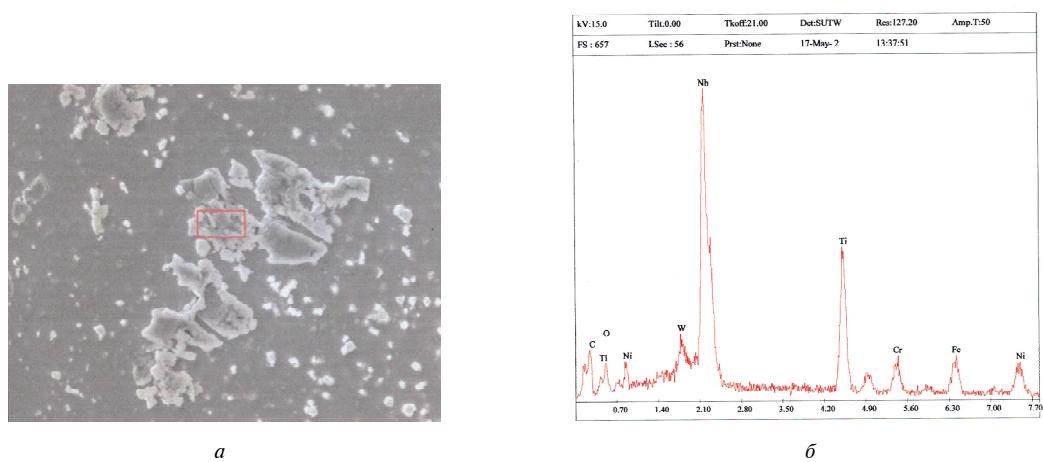


Рис. 14. Результаты РСМА разрушенных карбидов на вальцованной поверхности лопатки КВД дв. Д-18Т из сплава ЭП718-ИД: a – анализируемое место, выделено квадратом; b – спектрограмма анализируемого места

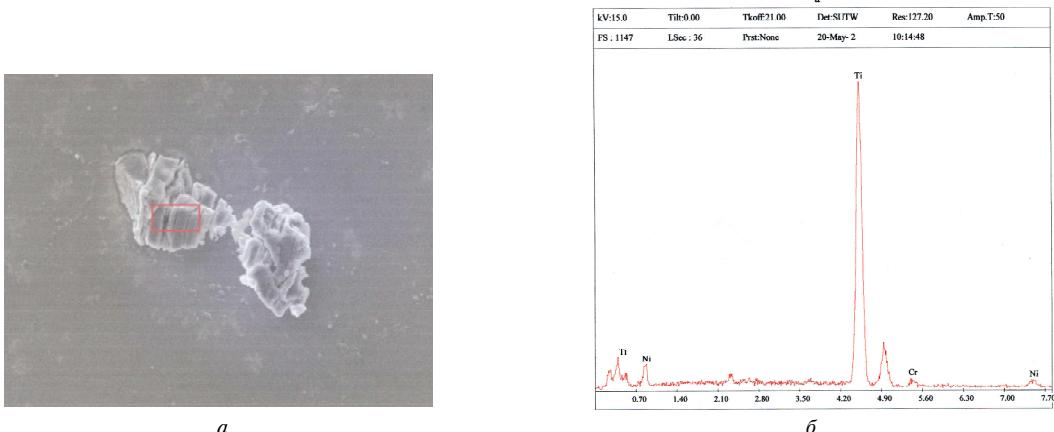


Рис. 15. Результаты РСМА разрушенных карбидов на вальцованной поверхности лопатки КВД дв. Д-36 из сплава ЭП437Б: *а* – анализируемое место, выделено квадратом; *б* – спектрограмма анализируемого места

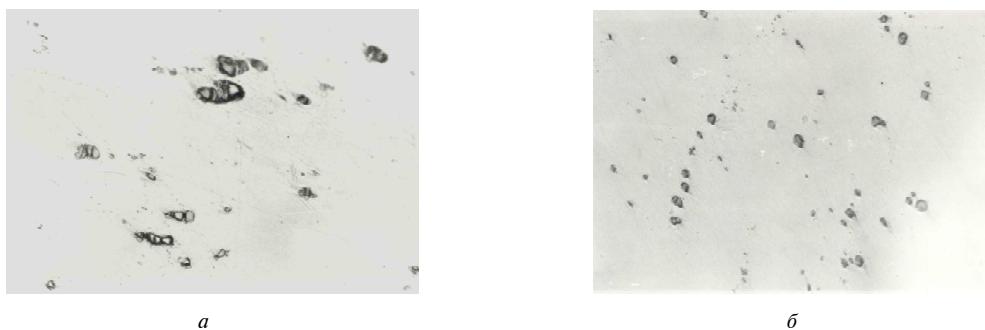


Рис. 16. Рабочая лопатка КВД дв. Д-18Т с точечным свечением по перу после полного цикла обработки и дополнительного полирования профиля пера:

а – разрушенные карбиды на вальцованной поверхности (полирование поверхности окисью хрома, без травления, $\times 500$); *б* – целые карбиды в сечении хвостовика, $\times 250$

До вальцевания (непосредственно после электрополирования), как показало исследование, карбиды на поверхности пера целые. Микрорельеф электрополированной поверхности определяется многофазной структурой жаропрочных сплавов, в составе которых находится сравнительно мягкая матрица и упрочняющие более твердые фазы, к числу которых относятся карбиды. В процессе электрополирования матрица растворяется (выпаривается), а карбиды, постепенно освобождаясь от окружающей матрицы, высыпаются. На стадии завершения процесса электрополирования часть карбидов выступает над поверхностью пера (рис. 17) и в процессе вальцевания эти карбиды разрушаются в первую очередь. Этим, вероятно, объясняется тот факт, что зона пера около хвостовика лопатки, которую механически заполировывают под вальцевание, имеет меньше свечений.

Разрушение части выступающих карбидов происходит и на операциях механической обработки хвостовика. Лопатки крепятся за перо и при этом неизбежно выступы микрорельефа сминаются или разрушаются.

Дополнительно от очередной обрабатываемой партии рабочих лопаток компрессора 7 ступени изд. Д-436 отбирали для исследования одну, последнюю в партии, лопатку после первого вальцевания. Вальцы перед обработкой заполировывались. Исследование микрорельефа вальцованной поверхности под электронным микроскопом показало множество микроповреждений в форме равноосных углублений (вытянутые дефекты типа надрывов, закатов в исследовании не рассматривались). Большая часть углублений имеет развитый, шероховатый микрорельеф (рис. 18, *а*, *б*, *в*).

По химическому составу частиц, находящихся в углублениях, происхождение углублений разное. В одних случаях образование их явилось следствием разрушения карбидов, в других случаях – вдавливания абразива (в химическом составе фиксируется высокое содержание алюминия (рис. 19, 20). Часть углублений имеет гладкое донышко с поднутрением по контуру (см. рис. 17, *г*).

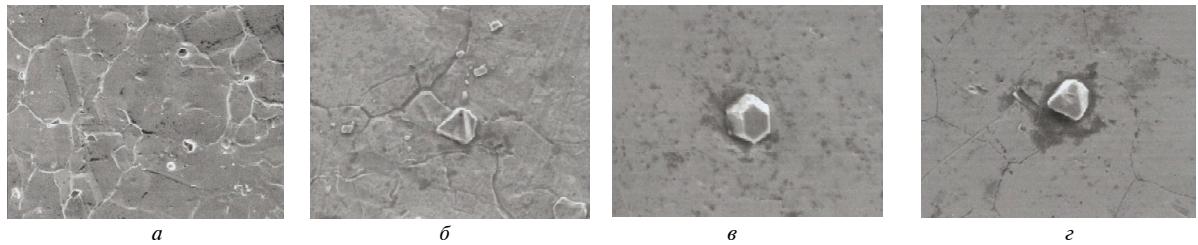


Рис. 17. Микрорельеф электрополированной поверхности рабочих лопаток компрессора из сплава ЭП718-ИД (а, б) и сплава ЭИ437Б (в, г)

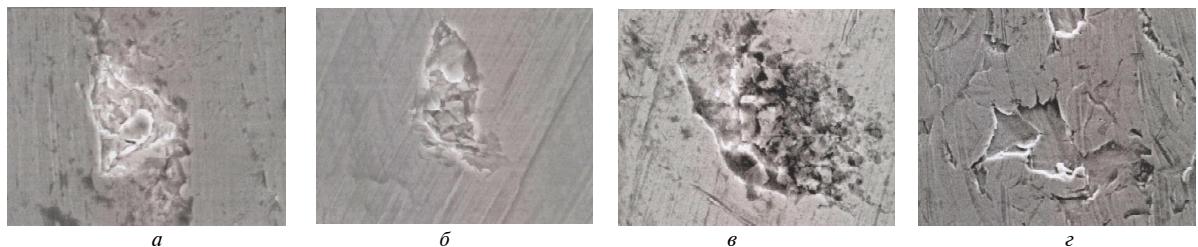


Рис. 18. Повреждения на вальцованный поверхности пера лопатки 7 ступени компрессора дв. Д-436 после первого вальцевания (а, б, в – × 3500; г – × 2000)

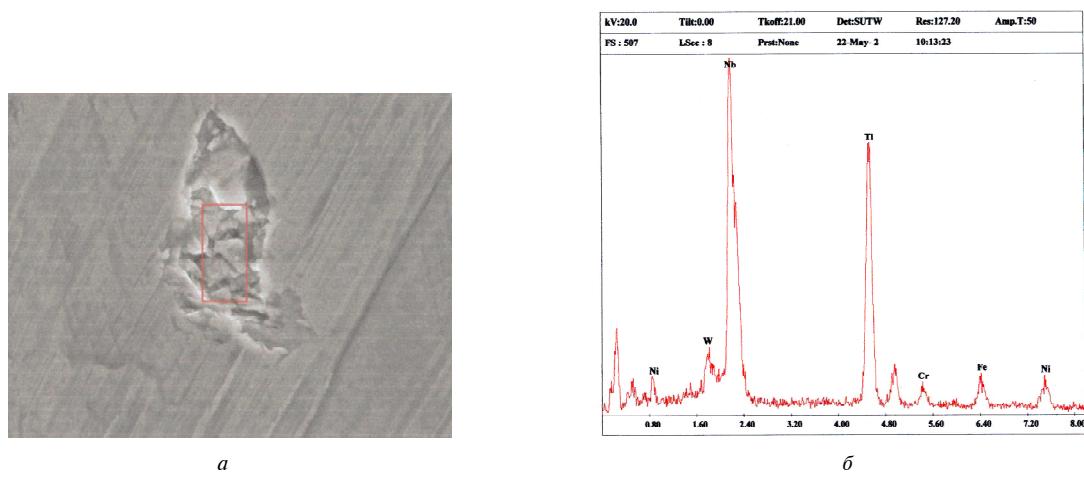


Рис. 19. Результаты РСМА повреждения на вальцованный поверхности пера рабочей лопатки 7 ступени компрессора дв. Д-436 после первой вальцовки:

a – анализируемое место; *б* – спектрограмма анализируемого места

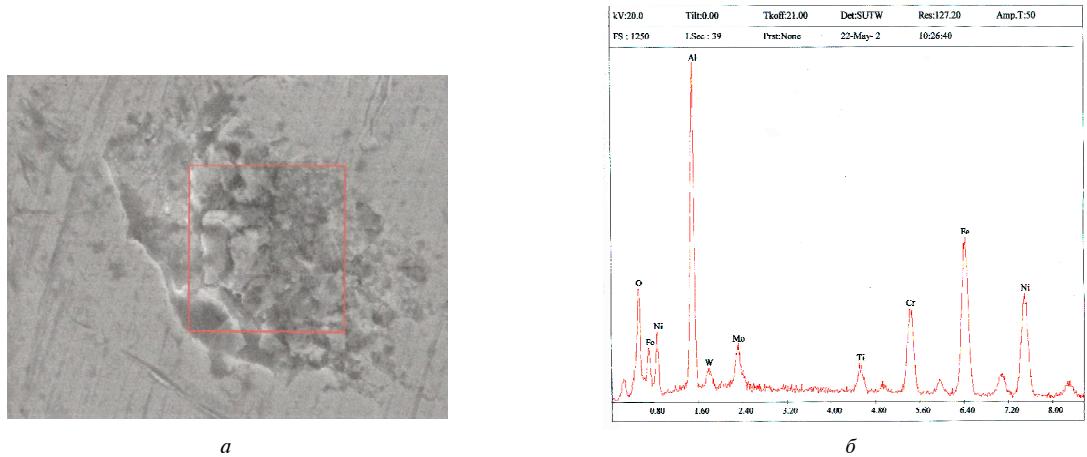


Рис. 20. Результаты РСМА повреждения на вальцованный поверхности пера рабочей лопатки 7 ступени компрессора дв. Д-436 после первой вальцовки:

a – анализируемое место; *б* – спектрограмма анализируемого места

Для сравнения исследовали образец из холоднокатаного листа толщиной 1,6 мм из сплава ЭП718-ИД. Процесс холодного вальцевания пера лопаток сродни холодной прокатке листа. Режимами обоих процессов предусматривается допустимая степень холодной деформации (за один проход и суммарная), проведение промежуточного отжига и др.

С целью очистки поверхности листа его слегка заполировали окисью хрома, а затем электрошлифовали. Часть монокарбидов на холоднокатаном листе разрушена, при том, что карбиды при деформации находились в матрице (не выступали над поверхностью), как на лопатках (рис. 21).

В заключение исследовали хвостовик окончательно готовой рабочей лопатки 7 ступени компрессора двигателя Д-436 из сплава ЭП718-ИД, на поверхности которого также наблюдается точечное свечение люминофора, несколько меньше, чем по перу. Исследовали механически обработанный торец хвостовика и, для сравнения, микрошлиф из сердцевины хвостовика. Морфология карбидов показана на рис. 22. Как видно, карбиды на механически обработанной поверхности разрушены, а в сечении пера цельные.

Таким образом, из проведенной работы следует, что в процессе холодного вальцевания и механической обработки рабочих лопаток компрессора двигателя Д-18Т, Д-436 и Д-36 из сплавов ЭП718-ИД и ЭИ437Б происходит разрушение карбидов, прилежащих к поверхности, которое вместе с вмятинами, задирами и другими повреждениями вызывает точечное свечение люминофора при контроле ЛЮМ1-ОВ.

Проведенные исследования позволили установить причину повреждений поверхности лопаток из жаропрочных сплавов ЭП718-ИД и ЭИ437Б, изготавливаемых методом точной штамповки и холодного вальцевания, а также предложить основные направления улучшения качества изготавляемых лопаток.

Выводы и перспективы дальнейших исследований

1. Установлено, что основной причиной появления выступов (буторков) на поверхности заготовок лопаток компрессора является несовершенство технологического процесса очистных операций перед электрополированием. Выступы (буторки) устраняются электролитно-плазменной обработкой.

2. Лунки (вмятины) на поверхности пера лопатки обусловлены вдавливанием твердых частиц при штамповке с нагревом в солях хромбарииевой ванны. Лунки (вмятины) устраняются тщательным встряхиванием нагретых заготовок перед точной штамповкой.

3. Повышенная шероховатость поверхности пера лопатки вызвана неудаленным полуокисленным слоем металла перед электрополированием, а также адгезией продуктов связки войлочных кругов с материалом перед вакуумной термообработкой.

4. Причиной растрескивания поверхности лопаток является большое количество вводимого в хлорбариевую ванну раскислителя (MgF_2) при нагреве заготовок под деформацию и электрополирование.

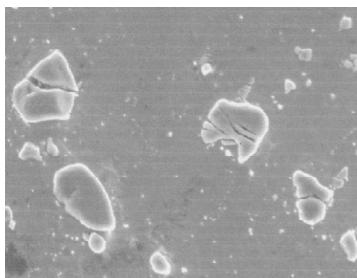
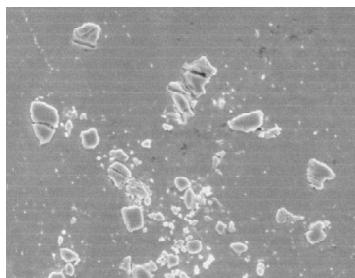


Рис. 21. Разрушение карбидов в поверхностном слое холоднокатаного листа толщиной 1,6 мм из сплава ЭП718-ИД

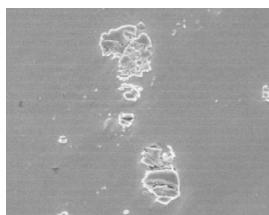


Рис. 22. Морфология карбидов на торце хвостовика (а, б) и сердцевине хвостовика (в, г) рабочей лопатки 7 ступени компрессора дв. Д-436: а, б – $\times 2000$; в – $\times 3500$

5. Точечное свечение люминофора, переходящее в фоновое при контроле лопаток после холодного вальцевания, вызвано наличием в материале лопаток монокарбидов MeC, которое не является признаком некачественного материала или нарушения процесса холодного вальцевания. Такое свечение требует установления контрольного образца.

6. В связи с появлением «растравы» поверхности лопаток следует продолжить исследования по влиянию электрополирования жаропрочных сплавов.

Перечень ссылок

1. Кресанов Ю. С. Влияние параметров горячего выдавливания заготовок рабочих лопаток компрессора на качество их изготовления / Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан, В. В. Чигиринский, А. Н. Бень // Вестник двигателестроения. – 2009. – № 2. – С. 108–115.

Поступила в редакцию 21.10.2009

Yu. S. Kresanov, A. V. Boguslayev, A.Ya. Kachan, L. I. Gasik

INFLUENCE OF ACCURATE FORGING AND COLD MILLING OF THE WINGS OF ROTATING BLADES OF COMPRESSOR MADE OF HEAT-RESISTANT ALLOYS ON THE QUALITY OF THEIR MANUFACTURE

У роботі визначено основні причини виникнення поверхневих дефектів на робочих лопатках компресора з жароміцних сплавів, виготовлених точним штампуванням і холодним вальцовуванням пера, і запропоновано шляхи їх усунення.

Штампування, робоча лопатка, холодне вальцовування, жароміцний сплав, дефекти пера

There are determined main causes for surface defects formation on the rotating blades of compressor made of heat-resistant alloys, produced by means of accurate forging and cold milling of the wing. There are offered ways for elimination of defects.

Forming, rotating blade, cold milling, heat-resistant alloys, defects of the wing

УДК 621:539

А. Г. Кузьменко

Национальный университет, г. Хмельницкий

ОБОБЩЕННАЯ ДИАГРАММА СДАВЛИВАНИЯ ТЕЛ ДВОЯКОЙ КРИВИЗНЫ КАК ФУНКЦИЯ ТВЕРДОСТИ И ОСНОВА РЕЖИМОВ ППД

На основе теории подобия и размерности предложена обобщенная диаграмма сдавливания тел двойкой кривизны, как основа для представления твердости не в виде точечной механической характеристики, а в виде зависимости твердости от нагрузки. Обобщенная диаграмма является также основой для расчета силовых и деформационных режимов процессов поверхностно-пластического деформирования.

Твердость, индентор, поверхностно-пластическое деформирование, упрочнение

Введение

Твердость – это одна из основных механических характеристик поверхности, определяется путем вдавливания жесткого индентора, (например шарика), в пластически деформируемую поверхность. Вследствие неизбежно существующего упрочнения деформируемого материала твердость зависит от нагрузки или размера площадки контакта.

Чтобы сделать твердость однозначной характеристикой поверхности стандартами, ограничиваются условия вдавливания: нагрузка, диаметр шарика, время выдержки под нагрузкой и т.д., – вследствие этого стандартная твердость это характеристика однозначная для строго ограниченных условий в контакте, или точечная по нагрузке механическая характеристика поверхности. С целью обобщения твердости как характеристики поверхности нами в работе [4] на основе теории подобия и размерностей предложено для оценки механических свойств поверхности использовать обобщенную диаграмму сдавливания тел двойкой кривизны.

В данной работе дается оценка точности предложенной обобщенной характеристики твердости и методика ее применения для расчетов режимов поверхностно-пластического деформирования поверхостей (ППД).

1 Постановка задачи

1.1 Общие соотношения

1. Твердость металлов по методу Бринелля (ГОСТ 9012–59) может определяться при вдавливании шариков разных диаметров $D = 2,5; 5; 10$ мм и при разных нагрузках от 62,5 кГ до 3000 кГ. Из эксперимента известно, что зависимость величины диаметра отпечатка d , мм от нагрузки носит степенной характер

$$Q = cd^n, \quad (1)$$

поэтому определяемая при этом по Бринеллю величина твердости

$$HB = \frac{Q}{F_b}, \quad (2)$$

где

$$F_b = \frac{1}{2} \pi D^2 \left(1 - \sqrt{1 - (d/D)^2}\right). \quad (3)$$

не является постоянной величиной, а зависит от нагрузки.

2. Для более полного описания свойств поверхности в работах [2], [4] было предложено характеризовать свойства поверхности с помощью обобщенной функции вдавливания.

Обобщенная функция вдавливания получена при использовании метода подобия и размерностей, и имеет вид:

$$\frac{Q}{D^2 HB} = c \left(\frac{d}{D}\right)^n, \quad (4)$$

где HB – твердость, определяемая по Бринеллю для данного материала в соответствии со стандартом;

c, n – параметры обобщенной диаграммы вдавливания.

Величины $\frac{Q}{D^2 HB}$ и $\frac{d}{D}$ являются безразмерными комплексами и являются критериями подобия в процессе вдавливания жесткого шарика в пластическую плоскость.

В данной работе ставится задача на основе известных [1] экспериментальных данных установить соответствие с данными, полученными из расчета по (4) и прямыми экспериментальными данными.

Этап 1. Определение параметров обобщенной диаграммы вдавливания.

Порядок выполнения задачи:

- 1) взять экспериментальные данные, полученные при вдавливании шариков разных диаметров и при разных нагрузках;
- 2) для данных, полученных при одном диаметре шарика D_1 , но при разных нагрузках строится график зависимости $Q(d)$;
- 3) на графике выбираются две точки с координатами $(Q_{11}, d_{11}), (Q_{12}, d_{12})$; для точки, соответствующей стандарту на испытания, определяется величина твердости по Бринеллю HB;
- 4) на основе зависимости (4) и полученным экспериментальным данным определяются параметры c, n зависимости по формулам

$$n = \frac{\lg Q_{11} / Q_{12}}{\lg d_{11} / d_{12}}, \quad (5)$$

$$c = \frac{Q_{11}}{D_1^2 \text{HB}_1} \left(\frac{D_1}{d_{11}} \right)^n. \quad (6)$$

Этап 2. Определение диаметра отпечатка вдавливания (на выбранном материале) шарика другого диаметра D_2 :

- 1) выбираем нагрузки Q_{21}, Q_{22} , при которых определяются диаметры отпечатка d_{21}, d_{22} , при шарике D_2 ;
- 2) подставляем эти величины поочередно в зависимость (4) и находим:

$$c \left(\frac{d_{21}}{D_2} \right)^n = \frac{Q_{21}}{D_2^2 \text{HB}_1} \quad (7)$$

или

$$d_{21} = \left(\frac{Q_{21}}{D_2^2 \text{HB}_1} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{D_2}{c^{1/n}} \quad (8)$$

аналогично для других нагрузок.

Этап 3. Сравнение расчетных и экспериментальных данных:

- 1) берем экспериментальные данные, полученные при вдавливании шарика диаметром D_2 , например, из работы [1]; $(Q_{21}, d_{21}), (Q_{22}, d_{22})$;

- 2) сравниваем эти экспериментальные данные с расчетными, полученными на этапе 2 по соотношениям

$$\varepsilon_{21} = \frac{d_{21} - d_{21}^*}{d_{21}^*}, \quad (9)$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{d_{22} - d_{22}^*}{d_{22}^*} \quad (10)$$

и т. д.

По результатам сравнения делаются выводы об отклонении расчетных данных от экспериментальных.

2 Зависимость твердости от нагрузки и деформаций.

1. Выражение для вычисления твердости (2) может быть записано через глубину вдавливания шарика u_0

$$\text{HB} = \frac{Q}{\pi D u_0}, \quad (11)$$

где

$$u_0 = \frac{1}{2} \left(D - \sqrt{D^2 - d^2} \right) \quad (12)$$

$$\text{или } d = 2 \left(D u_0 - u_0^2 \right)^{\frac{1}{2}}.$$

2. Выражение (2) для вычисления твердости, с учетом (3), имеет вид:

$$\text{HB} = \frac{2Q}{\pi D^2 \left(1 - \sqrt{1 - (d/D)^2} \right)}, \quad (13)$$

подставляя сюда выражение для Q из диаграммы вдавливания (1), имеем:

$$\text{HB} = \frac{2cd^n}{\pi D^2 \left(1 - \sqrt{1 - (d/D)^2} \right)}. \quad (14)$$

3. Из выражения (1) имеем

$$d = \left(\frac{Q}{c} \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (15)$$

Подставляя это выражение в (13), имеем зависимость твердости от силы на шарик

$$\text{HB} = \frac{2Q}{\pi D \left(D - \sqrt{D^2 - (Q/c)^{\frac{2}{n}}} \right)}. \quad (16)$$

Графики этой функции представлены на рисунках 2 и 3.

3 Реализация методики

1. В качестве экспериментальных данных примем результаты, изложенные в книге [1] для различных материалов. Для примера, подробно излагаем обработку результатов для стали 45.

Этап 1. Определение параметров обобщенной диаграммы:

1) исходные данные, полученные при испытаниях стали 45 в разных условиях, представлены в таблице 1 и на рисунке 1.

Таблица 1 – Результаты испытаний и расчетов

№	D , мм	Q , кГ	d^* , мм	НВ, кГ/мм ²	n	c	d_p , мм	ε , %
Сталь 45								
1	5	750	2,20	187,26	2,225	1,035	2,2007	0,03
2		1250	2,75	193,1			2,855	3,83
3	10	750	2,36	169,1	2,225	1,035	$d_p = d_3$	0
4		1000	2,69	172,7				
5	20	3000	4,40	187,2	2,225	1,035	2,88	4,3
6		1000	3,01	139,7				
7		2000	3,95	161,6				
8		3000	4,76	166,16				
Сталь 30ХГСА								
1	5	750	1,65	341,05	2,239	1,071	1,56	5,45
2		1250	2,05	362,1			1,96	4,6
3	10	750	1,68	335,9	2,239	1,071	$d_p = d_3$	0
4		1000	1,93	341,8				
5	20	3000	3,12	382,6	2,239	1,071	2,056	2,09
6		1000	2,10	287,9				
7		2000	2,85	311,9				
8		3000	3,40	328,0				

2) в качестве базового варианта берем результаты испытаний шариком при $D_1 = 10$ мм;

В качестве базовой твердости при $D_1 = 10$ мм примем $HB_1 = 180$ кГ/мм², получаемую при $Q = 2000$ кГ, рисунок 2;

3) для определения параметров по таблице 1 и рис. 1 две аппроксимирующие точки $Q_{11} = 750$ кГ; $d_{11} = 2,36$ мм; $Q_{12} = 3000$ кГ; $d_{12} = 4,4$ мм; показатель степени n аппроксимирующей зависимости определяем по формуле (5)

$$n = \frac{\lg Q_{11} / Q_{12}}{\lg d_{11} / d_{12}} = \frac{\lg(750 / 3000)}{\lg(2,36 / 4,4)} = 2,225;$$

Q , кГ

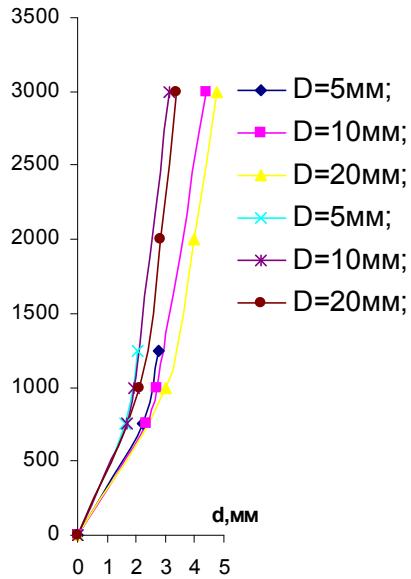


Рис. 1. Зависимость диаметра площадки контакта от нагрузки диаметра шарика

параметр c определяется по формуле (6)

$$c = \frac{Q_{11}}{D_1^2 HB_1} \left(\frac{D_1}{d_{11}} \right)^n = \frac{750}{10^2 \cdot 180} \left(\frac{10}{2,36} \right)^{2,225} = 1,035.$$

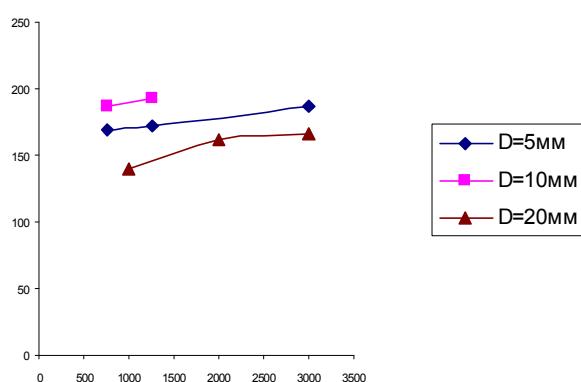


Рис. 2. Влияние нагрузки диаметра шарика на расчетную твердость стали 45

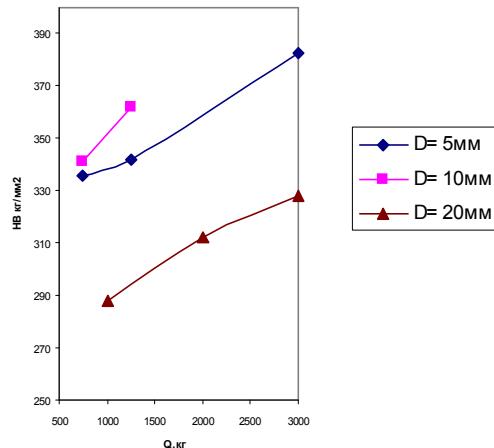


Рис. 3. Влияние нагрузки диаметра шарика на замеренную твердость стали 30ХГСА

Этап 2. Расчетное определение диаметра отпечатка при вдавливании шариков другого диаметра:

- 1) выбираем в качестве новых условий шарик $D_2 = 5$ мм и нагрузку $Q_{21} = 750$ кГ;
- 2) диаметр отпечатка в этих условиях определяется по формуле (8)

$$d_{21} = \left(\frac{Q_{21}}{D_2^2 HB_1} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{D_2}{c^{1/n}} = 0,1667^{\frac{1}{2,225}},$$

$$\frac{5}{1,035^{1/2,225}} = 2,2007$$

безразмерный комплекс

$$\frac{Q_{21}}{D_2^2 HB_1} = \frac{750}{5^2 \cdot 180} = 0,1667, d_{21} = 2,2007.$$

Этап 3. Из эксперимента по таблице 1 имеем $d_{21}=2,2$; таким образом, отклонение расчета от

$$\text{эксперимента } \varepsilon = \frac{2,2007 - 2,2}{2,2} = 0,03\% \text{ пренеб}$$

режимо мало.

2. Аналогичным образом определяем расчетные значения диаметра отпечатка при вдавливании шарика $D_2 = 20$ мм. Результаты приведены в таблице 1. Максимальное расхождение расчетного и экспериментального значения 4,3 %, минимальное – 0,4 %.

Методика позволяет определить размер отпечатка для данного материала при вдавливании шарика любого диаметра и при любой нагрузке.

Например, определим диаметр отпечатка при вдавливании шара диаметром $D = 100$ мм при нагрузке $Q = 10000$ кГ. По формуле (8) имеем

$$d = \left(\frac{10000}{10000 \cdot 180} \right)^{1/2,225} \frac{100}{1,035^{1/2,225}} = 9,54 \text{ мм.}$$

4 Расчет режимов поверхностно-пластической обработки накаткой

4.1 Накатка шариком

1. Ставится задача определить величину силы Q при накатке вращающегося цилиндра шаром на заданную глубину u_0 .

Решение задачи выполняется в два этапа:

1) на первом этапе твердый закаленный шарик вдавливается в материал, который будет подвергаться накатке. Снимается диаграмма вдавливания и определяются ее параметры c и n ;

2) на втором этапе определяется величина нагрузки:

$$Q = R_*^2 H B c (u_0 / R_*)^n, \quad (17)$$

при этом приведенный радиус определяется по

формуле приведенного радиуса [4]:

$$\frac{1}{R_*} = \left[\frac{1}{R_1} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right]^{1/2}, \quad (18)$$

а величина твердости НВ определяется при нагрузке, определяемой по стандарту.

2 Пример. Определить силу Q , необходимую для накатки шариком диаметром 5 мм поверхности вала диаметром 39 мм из стали 35 с вдавливанием шара на глубину $u_0 = 0,05$ мм при $c = 7,465$, $n = 1,13$ при заданной твердости.

Расчет:

1) определение приведенного радиуса сопряжения по (18)

$$\frac{1}{R_*} = \left[\frac{1}{R_1} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right]^{1/2} = \left[\frac{1}{2,5} \left(\frac{1}{2,5} + \frac{1}{15} \right) \right]^{1/2};$$

$$R_* = 2,31 \text{ мм};$$

2) при твердости НВ = 200 кГ/мм² по формуле (17) вычисляем необходимую нагрузку на давления на шарик:

$$Q = 2,31^2 \cdot 200 \cdot 7,465 \left(\frac{0,05}{2,31} \right)^{1,13} = 104,8 \text{ кГ};$$

3) максимальное давление, которое возникает при накатке, определяется по формуле [4]:

$$\sigma_0 = \frac{c H B n}{2\pi} \left(\frac{u_0}{R_*} \right)^{n-1}, \quad (19)$$

$$\sigma_0 = \frac{7,465 \cdot 200 \cdot 1,13}{2\pi (2,31)^{0,13}} 0,05^{0,13} = 163,03 \text{ кГ/мм}^2.$$

4.2 Накатка торообразным роликом

1. Ставится задача определить силу Q при накатке вращающегося цилиндра тороным роликом при следующих исходных данных:

1) диаметр цилиндра 30 мм; 2) материал – сталь 35; 3) малый радиус тора $R_{11} = 5$ мм; больший радиус тора $R_{12} = 25$ мм; 4) параметры обобщенной диаграммы вдавливания $c = 7,465$, $n = 1,13$; 5) глубина вдавливания $u_0 = 0,05$ мм.

Расчет:

1) определяется приведенный радиус сопряжения по общей зависимости:

$$\frac{1}{R_*} = \left[\left(\frac{1}{R_{11}} + \frac{1}{R_{21}} \right) \left(\frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} \right) \right]^{1/2};$$

$$\frac{1}{R_*} = \left[\left(\frac{1}{5} + \frac{1}{\infty} \right) \left(\frac{1}{25} + \frac{1}{15} \right) \right]^{1/2}; R_* = 6,85 \text{ мм};$$

2) нагрузка, необходимая для накатки, определяется по обобщенной формуле:

$$Q = 6,85^2 \cdot 200 \cdot 7,465(0,05 / 6,85)^{1,13} = 269,7 \text{ кГ};$$

3) так как при взятых размерах получилась большая сила, меняем размеры ролика: $R_{11} = 2,5 \text{ мм}$; $R_{12} = 20 \text{ мм}$.

В этом случае приведенный радиус:

$$\frac{1}{R_*} = \left[\frac{1}{2,5} \left(\frac{1}{20} + \frac{1}{15} \right) \right]^{1/2} = R_* = 4,63 \text{ мм}, \text{ тогда нагрузка}$$

$$Q = 4,63^2 \cdot 200 \cdot 7,465(0,05 / 4,63)^{1,13} = 191,8 \text{ кГ};$$

4) максимальное контактное давление при этой нагрузке получаем по (19):

$$\sigma_0 = \frac{7,465 \cdot 200 \cdot 1,13}{2p(4,63)^{0,13}} (0,05)^{0,13} = 149,1 \text{ кГ/мм}^2.$$

5 Обсуждение результатов и выводы

1. Предложенная критериальная зависимость

$\frac{Q}{D^2HB} = c \left(\frac{d}{D} \right)^n$ устанавливает связь между нагрузкой Q , диаметром шарика D и диаметром площадки отпечатка d при пластическом вдавливании жесткого шарика в пластическую плоскость при любых значениях Q и D .

Величины c и n являются параметрами критериальной зависимости.

Величина HB – величина твердости, определяемая в стандартных условиях, носит характер обезразмеривающей величины в критериальном уравнении.

2. Критериальное уравнение $Q = f(d, D)$ позволяет при заданных любых двух величинах определять третью величину.

Параметры c , n и обезразмеривающая величина HB определяются по одной из множества возможных функций $Q = f(d, D)$ для конкретного материала определяемых экспериментально.

3. Практическое использование предложенного критериального уравнения показало, что определение третьей величины в уравнении по заданным двум производится с точностью, соответствующей точности прямого эксперимента.

Так расчетное определение неизвестного диаметра отпечатка при заданных параметрах c и n выполняется с точностью не более 5 %.

4. Предложенная вместо точечной величины твердости безразмерная функция твердости отражает не только механические свойства поверхности, но и способность материала к упрочнению: чем больше параметр n , тем большая склонность материала к упрочнению.

5. Предложенное критериальное уравнение позволяет рассчитывать режимы процесса вдавливания при поверхностно-пластическом деформировании индентором в форме любого тела двойкой кривизны.

Перечень ссылок

- Дрозд М. С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / Дрозд М. С., Матлин М. М, Сидякин Ю. И. – М. : Машиностроение, 1986. – 224 с.
- Кузьменко А. Г. Метод подобия в решении контактных задач для тел двойкой кривизны / Кузьменко А. Г. // Проблемы трибологии. – 2008. – № 2. – С. 25–55.
- Кузьменко А. Г. Твердость и трение: определение механических свойств поверхности по внедрению и сдвигу шара / Кузьменко А. Г. // Проблемы трибологии. – 2008. – № 3. – С. 15–43.
- Кузьменко А. Г. Пластический контакт тел двойкой кривизны – композиция методов: подобия (МП), приведенного радиуса кривизны (МПР); экспериментально-теоретического равновесия (МЭТР) / Кузьменко А. Г. // Проблемы трибологии. – 2009. – № 1. – С. 46–64.

Поступила в редакцию 03.07.2009

A. G. Kuzmenko

GENERAL DIAGRAM OF COMPRESSED BICURVED BODIES AS HARDNESS FUNCTION AND BASIS OF SURFACE-PLASTIC DEFORMATION

На основі теорії подібності та розмірності запропонована узагальнена діаграма стискування тіл двоєкої кривизни, як основа для уявлення твердості не у вигляді точкової механічної характеристики, а у вигляді залежності твердості від навантаження. Узагальнена діаграма являється також основою для розрахунку силових та деформаційних режимів процесів поверхнево-пластичного деформування.

Твердість, індентор, поверхнево-пластичне деформування, зміцнення

There is proposed general diagram of compressed bicurved bodies on the basis of similarity and dimension theory, as the basis for presentation of hardness not as point mechanical characteristics, but as hardness-load ratio. General diagram is also the basis for calculation of power and deformation modes of surface-plastic deformation processes.

Hardness, indenter, surface-plastic deformation, hardening

Канд. техн. наук А. В. Чесноков

Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ УГЛЕПЛАСТИКОВЫХ СТЕРЖНЕЙ НА УГЛЕВОДСОДЕРЖАЩЕМ СВЯЗУЮЩЕМ

В работе предложен способ интенсификации процесса изготовления углерод-углеродного материала для сопловых насадок ракетных двигателей. Проведен анализ особенностей изготовления углепластиковых стержней на углеводсодержащем связующем для армирующих каркасов. Определены технологические этапы изготовления и требования к узлам пултрузионной установки изготовления стержней. Приведенный анализ энергопотребления при формировании позволил предложить нагрев полуфабриката пропусканием электрического тока по нему между фильтрами. Предложена схема установки и реализован ее лабораторный аналог. Результаты исследований, проведенных на лабораторной установке, подтвердили правильность выбранных методов реализации процесса.

Ракетный двигатель, сопловой насадок, армирующий каркас, стержень, пултрузия, углевод

Введение

Благодаря уникальным свойствам углерод-углеродные композиционные материалы (УУКМ) перспективны для применения в конструкциях сопловых насадков космических ракетных двигателей. Эти материалы эффективно работают в высокоскоростных окислительных газовых потоках при высоких температурах в сопле жидкостного и твердотопливного ракетного двигателя.

Улучшение качества УУКМ ведется за счет оптимизации распределения армирующего волокна в заданных направлениях с максимальным использованием его характеристик и повышения качества углеродной матрицы, основными параметрами которой является структура углерода и пористость. Наиболее полное использование потенциала углеродных волокон реализуется в стержневых армирующих каркасах, благодаря равномерности распределения армирующих волокон и сохранению их целостности и прямолинейности. Создание углеродной матрицы эффективно осуществлять термоградиентным газофазным методом, так как он наиболее производительный и полученный материал имеет высокие характеристики. Для насыщения углеродом матрицы армирующий каркас должен обладать хорошей газопроницаемостью, поэтому известный способ [1] производства армирующих каркасов, собранных из стержней, полученных на поливиниловом спирте (ПВС) за счет высокой поверхностной плотности стержней и в результате слабой газопроницаемости, не позволяет получить материал с низкой пористостью. В работе [2] предложено изготавливать стержни на углеводсодержащем

связующем, которое имеет после отверждения хорошие механические характеристики и может быть удалено из структуры после сборки каркаса.

Для изготовления композиционных материалов в качестве связующего углеводсодержащие растворы до настоящего времени не применялись. В силу ряда особенностей, как водного раствора углевода, так и самого углевода после испарения воды, существующие технологические процессы изготовления стержневых волокнистых полимерных материалов без проведения дополнительных исследований не могут быть использованы. Для повышения конкурентоспособности материала необходимо уделить внимание применению энергосберегающих технологий, высокой производительности и безопасности технологического процесса производства стержней.

Формирование технологического процесса изготавления стержней

Анализ литературы, посвященной вопросам переработки армирующих материалов и патентный поиск, показали, что наиболее широко при изготовлении стержней и профильных изделий из волокнистых односторонних материалов используется метод пултрузии. Аналогом проектируемого процесса является изготовление углепластиковых стержней на ПВС связующем.

Проанализируем технологические особенности углеводсодержащего связующего и самого углевода $C_{12}H_{22}O_{11}$. Углевод хорошо растворяется в воде, вязкость раствора зависит от концентрации углевода и температуры. Для выполнения технологического процесса необходимо создать такую его концентрацию, чтобы раствор

был не вязкий с минимальным содержанием воды, так как ее необходимо удалять при изготовлении стержней. Анализ характеристик раствора при различных температурах позволяет рекомендовать соотношение углевод: вода 4:1, при температуре 60–80 °С. Такой раствор имеет невысокую вязкость и достаточно технологичен при переработке. Особенностью раствора является резкое повышение вязкости при охлаждении и кристаллизация углевода из раствора, поэтому необходимо предусмотреть поддержание температуры полуфабриката и контактирующих поверхностей не ниже рекомендованной на ранних стадиях технологической линии и повышение температуры по мере удаления воды, а также постоянное перемешивание раствора в пропитывающем устройстве. Температура плавления углевода 185–186 °С, поэтому на завершающих стадиях изготовления должна быть температура не ниже указанной.

Сформулируем стадии переработки материала и требования к узлам установки. Нанесение связующего должно осуществляться без повреждения волокна, например, «купающимся» роликом, при этом связующее должно постоянно циркулировать и не иметь застойных зон для исключения кристаллизации раствора. Для ограничения количества связующего в полуфабрикате необходимо предусмотреть отжим излишков связующего, температура фильтры не ниже температуры связующего. Стадия интенсивного удаления воды из полуфабриката с минимальными затратами энергии и разогрев полуфабриката до температуры формования. Формование обжатием полуфабриката в фильтре при температуре не менее 190 °С и охлаждение сформованного стержня на воздухе. В качестве тянувшего устройства для снижения повреждаемости стержня рационально использовать приводную бобину [3].

Определить оптимальное количество связующего, которое должно быть в стержне, расчетным путем сложно из-за большого количества допущений, связанных с формой и расположением филамент, условиями проникновения связующего и т.д. Основная нагрузка на стержень при сборке сжимающая, поэтому важно качественно сформовать поверхностные слои стержня. Необходимо стремиться получить максимальную устойчивость стержня при минимальном его диаметре. Увеличение диаметра стержня приводит к резкому увеличению нагрузок на стержень при сборке [4]. Диаметр стержня определяется формующей фильтрой. Сечение отжимной фильтры должно быть больше формующей на содержание воды в наносимом растворе.

Для определения рационального способа термообработки рассчитаем количество энергии, необходимое для разогрева волокна и удаления влаги.

Расчет произведем для стержня, полученного в три сложения жгута УКН-5000, количество связующего в стержне примем равным количеству ПВС в аналогичных стержнях.

Затраты энергии на нагрев жгутов, связующего и испарение влаги определим по формуле:

$$Q = c_b m_b (t_1 - t_0) + (c_y m_y + c_{ж} m_{ж})(t_2 - t_0) + \lambda m_b,$$

где c_b , c_y , $c_{ж}$ – теплоемкость, соответственно, воды, углевода и жгута;

m_b , m_y , $m_{ж}$ – масса, соответственно, воды, углевода и жгута;

t_0 , t_1 , t_2 – температуры, соответственно, исходная, парообразования и формования;

λ – теплота парообразования воды.

Расчет по приведенной зависимости дает приближенный результат, так как не учитываются внешние факторы теплопередачи, но рассчитанные затраты энергии $Q = 930$ Дж позволяют определить точку отсчета при выборе метода термообработки.

Наиболее экономично вести разогрев непосредственно жгута. Углеродный жгут используют в нагревательных устройствах за счет его электропроводности. Рассчитаем возможность использования сопротивления жгутов для нагрева. При использовании в качестве контактов фильтр, расположенных на расстоянии 1 м, при скорости движения полуфабриката 2 м/мин необходимо, чтобы мощность нагрева составила 31 кВт. Измеренное сопротивление трех жгутов УКН-5000 составляет 21 Ом/м, следовательно, достаточно пропускать ток по жгутам около 28 В. Полученное напряжение для термообработки является безопасным и может быть применено в технологической линии.

Схема установки представлена на рис. 1. Подогрев ванночки со связующим осуществляется нагревательными элементами, с постоянным контролем температуры. Нагрев полуфабриката изменяется варьированием напряжения, подводимого к фильтрам. Для отвода влаги из камеры предусмотрена циркуляция нагретого воздуха.

Анализ экспериментальных данных

Для подтверждения работоспособности предложенной схемы установки были проведены эксперименты на созданной лабораторной установке, которая по функциональности соответствует предложенной. При изготовлении опытной партии стержней были отмечены особенности процесса, проанализируем основные из них.

Углеводсодержащий раствор хорошо наносится на жгуты купающимся роликом, вязкость раствора не отличается от водного раствора ПВС. Для качественного отжима связующего необходим предварительный подогрев фильтры, в противном

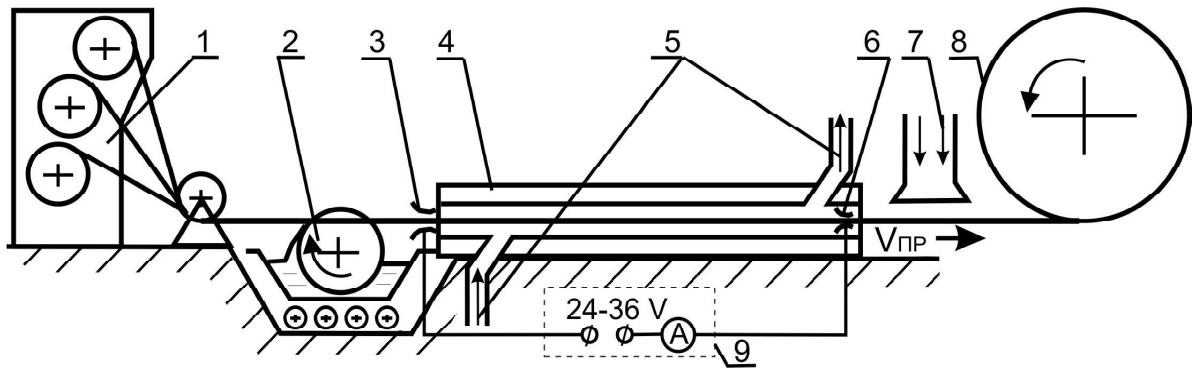


Рис. 1. Схема установки изготовления стержней на углеводсодержащем связующем:

1 – шпульярник; 2 – пропитка; 3 – фильтра отжима; 4 – камера сушки; 5. – подача и отвод нагретого воздуха; 6 – фильтра формования; 7 – охлаждение; 8 – протяжка; 9 – нагрев полуфабриката

случае происходит увеличение вязкости связующего, приводящее к повреждению волокон и остановке процесса.

Процесс нагрева полуфабриката пропусканием через него электрического тока протекал стablyно, зафиксированное колебание силы тока не превышало 5 %. Электрическое сопротивление пропитанного полуфабриката существенно не отличается от сопротивления сухих волокон, но условия контакта жгутов и фильтр увеличивает сопротивление. Измеренное сопротивление цепи, фильтра – 1 м полуфабриката – фильтра, составило 24 Ом. Повышение напряжения до 30 В позволило получить заданный температурный режим.

При формировании фильтром $\varnothing 1,16$ мм получены стержни $\varnothing 1,16^{+0,04}_{-0,02}$ мм, что соответствует требованиям к стержням для автоматической сборки каркасов.

Полученные образцы стержней прочнее аналогов на ПВС-связующем и имеют характерный хрупкий излом, что повышает их технологичность при сборке армирующих каркасов.

При изготовлении стержней на опытной установке имели место остановки процесса по причине заклинивания полуфабриката в формующей фильтре, что свидетельствует о нарушении температурного режима. Причиной нарушения температурного режима была нестабильность скорости и температуры потока горячего воздуха, изменение контактных сопротивлений фильтра-волокна и др.

Установка для серийного изготовления стержней должна быть оборудована датчиками контроля всех технологических параметров для повышения стабильности процесса.

Необходимо проведение дополнительных экспериментов для подбора соотношения диамет-

ров фильтра, скорости протяжки и температур на всех стадиях изготовления с целью стабильного получения стержня с максимальной относительной устойчивостью.

Выводы

Анализ особенностей изготовления волокнистых композиционных материалов на углеводсодержащем связующем позволил определить этапы выполнения операции и требования к оборудованию, его реализующему. Предложен и обоснован способ термообработки полуфабриката пропусканием электрического тока через жгуты, полученное значение напряжения для термообработки является безопасным. Предложенная схема установки изготовления стержней имеет в сто раз ниже энергопотребление на термообработку и выше производительность по сравнению с аналогичной для изготовления стержней на ПВС связующем. Результаты изготовления опытной партии стержней на лабораторной установке подтвердили работоспособность предложенной схемы изготовления стержней. Для повышения производительности и стабильности изготовления стержней определены задачи дальнейших исследований.

Перечень ссылок

- Чесноков А. В. Технологический процесс изготовления углепластиковых стержней для углерод-углеродных композитов / А. В. Чесноков // Вісн. Східноукраїнського нац. ун-ту ім. В. Даля. – №7 (53). – Луганськ, 2002. – С. 143–148.
- Чесноков А. В. Перспективы улучшения качества углерод-углеродных композиционных материалов / [А. В. Чесноков, А. В. Гайдачук, А. М. Потапов, И. В. Гурин]. // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – Х. : НАКУ «КХАІ». – 2008. – Вип. 6 (53). – С. 51–54.

3. Чесноков А. В. Изготовление стержневых армирующих каркасов для углерод-углеродных композиционных материалов на основе «бесконечного» стержня / А. В. Чесноков // Проектування та виробництва конструкцій літальних апаратів : збірн. наук. прац. – Вип. 1 (52). – Х., 2008. – С. 104–107.
4. Чесноков А. В. Силовой анализ укладки слоев горизонтальных стержней при сборке армирующих каркасов / А. В. Чесноков // Проектування та виробництва конструкцій літальних апаратів : збірн. наук. прац. – Вип. 2 (53). – Х., 2008. – С. 82–86.

Поступила в редакцию 08.10.2009

A. V. Chesnokov

DEVELOPMENT AND ANALYSIS OF PRODUCTION PROCESS OF CARBOHYDRATE-BOUND CARBON-PLASTIC RODS

У роботі запропоновано спосіб інтенсифікації процесу виготовлення вуглець-вуглецевого матеріалу для соплових насадок ракетних двигунів. Проведений аналіз осібливостей виготовлення вуглепластикових стержнів на сполучному, що містить вуглевод, для армуючих каркасів. Визначені технологічні етапи виготовлення і вимоги до вузлів пултрузійної установки виготовлення стержнів. Приведений аналіз енергоспоживання при формуванні дозволив запропонувати нагрів напівфабрикату пропусканням електричного струму по ньому між фільтерами. Запропонована схема установки і реалізований її лабораторний аналог. Результати досліджень, проведених на лабораторній установці, підтвердили правильність вибраних методів реалізації процесу.

Ракетний двигун, сопловий насадок, армуючий каркас, стержень, пултрузія, вуглевод

There is proposed intensification method of production process of carbon-carbon material for nozzles of rocket engines. There is performed analysis of peculiarities of production of carbohydrate-bound carbon-plastic rods for reinforcing frameworks. There determined stages of production process and requirements to assembly units of pultrusion plant for production of rods. Represented analysis of power consumption during formation process allows to offer heating of intermediate product by electric current passed between extrusion nozzles. There is proposed installation diagram and realized its laboratory analogue. Results of investigation, performed at the laboratory facility, have confirmed correctness of the chosen methods of production process.

Rocket engine, nozzle, reinforcing framework, bar, pultrusion, carbohydrate

*Д-р техн. наук А. Я. Качан¹, канд. техн. наук А. В. Богуслаев²,
канд. техн. наук Д. В. Павленко¹, С. В. Мозговой²*

¹Национальный технический университет; ²ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК МОНОКОЛЕС СОВРЕМЕННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Рассматриваются отделочно-упрочняющие технологии обработки лопаток моноколес современных газотурбинных двигателей из титановых сплавов. Показано, что рациональным, с точки зрения долговечности лопаток и качества поверхностного слоя, является комбинированное упрочнение пера лопаток стальными и стеклянными шариками.

Моноколесо, лопатка, ультразвуковое упрочнение, пневмодробеструйное упрочнение, высокоскоростное фрезерование

Повышение эксплуатационных характеристик газотурбинных двигателей: энергоооруженности, ресурса, надежности и экономичности при одновременном обеспечении эффективности их серийного производства и увеличения ресурса, – является одной из важнейших задач развития и конкурентоспособности авиационной техники.

Одним из эффективных путей повышения долговечности деталей современных газотурбинных двигателей являются отделочно-упрочняющие методы обработки поверхности.

В настоящее время существует достаточно большое количество различных технологических методов повышения качества поверхностного слоя деталей. В авиадвигателестроении наиболее широкое применение нашли методы поверхностно-пластического деформирования (ППД) и, в первую очередь, упрочнение шариками в ультразвуковом поле или на специальных пневмодробеструйных установках. Основным достоинством применения методов ППД по сравнению с другими известными методами управления параметрами качества поверхностного слоя являются высокая эффективность, дешевизна и возможность применения для обработки сложнопрофильных аэродинамических поверхностей деталей авиационных двигателей. Однако, непрерывное повышение уровня механической нагруженности основных деталей двигателей нового поколения и усложнение их геометрии требует дальнейшего развития технологии отделочно-упрочняющей обработки поверхностей.

С целью дальнейшего повышения результативности упрочнения дробью в последнее время предложен ряд новых методов: использование охлажденной до отрицательной температуры дро-

би, активный контроль остаточных напряжений в процессе упрочнения, упрочнение деталей в нагретом состоянии и другие [1]. Одной из прогрессивных технологий повышения несущей способности деталей, работающих при знакопеременных нагрузках, является комбинированное упрочнение шариками.

В литературе имеются сведения о применении технологии комбинированного упрочнения для формирования благоприятных параметров поверхностного слоя деталей из различных материалов [1, 2, 3]. Несмотря на это, существенными факторами, сдерживающими внедрение комбинированного упрочнения в производство деталей авиационных двигателей, являются противоречивость имеющейся информации и недостаточность исследований влияния значительной пластической деформации тонкого поверхностного слоя при ППД на его способность сопротивляться разрушению.

Так, оценивая различия в эффективности упрочнения поверхностного слоя дробеструйным способом и лазерным упрочнением, авторы работы [4] приходят к выводу, что при одинаковом уровне остаточных напряжений упрочнение ППД при циклическом нагружении детали оказывается менее эффективно, что связано с потерей пластичности материала поверхностного слоя. Негативная роль наклена поверхностного слоя в работе [5] определяется значительными местными градиентами остаточных напряжений, приводящими к снижению несущей способности детали при переменных нагрузках в условиях умеренно-повышенных температур. Авторы работ [2, 9] указывают на нежелательность применения комбинированного упрочнения и значительного повышения микротвердости поверхностного слоя для тонкостенных деталей.

Причиной этого называются значительные растягивающие напряжения в сердцевине и неуравновешенное состояние поверхностного слоя, приводящее к адсорбции кислорода и, как следствие, к снижению энергии зарождения трещин. Несмотря на достаточно большое количество исследований технологии комбинированного упрочнения, в настоящее время в литературе отсутствует однозначный ответ на вопрос об эффективности применения такой обработки для деталей типа дисков и моноколес, изготавливаемых из жаропрочных титановых сплавов.

Одной из основных деталей ротора, которая лимитирует назначенный ресурс работы вспомогательной силовой установки АИ-450МС, является моноколесо центробежного компрессора. Центробежное колесо компрессора (ЦБК) изготавливают из титановых сплавов ВТ25У и ВТ8-1, характеризующихся плохой обрабатываемостью резанием и неблагоприятной технологической наследственностью. Отсутствие в настоящее время научно-обоснованных технологических рекомендаций по отделочно-упрочняющей обработке деталей такого класса является причиной того, что технологический процесс изготовления современных центробежных моноколес строится на базе технологий, применяемых для изготовления центробежных колес компрессоров из легких сплавов. При этом, в поверхностном слое лопаток формируется неблагоприятное напряженно-деформированное состояние, что приводит к разрушению лопаток и досрочному снятию двигателей с эксплуатации.

В связи с этим разработка современного, научно-обоснованного обеспечения характеристик качества сложнопрофильных аэродинамических поверхностей лопаток центробежных колес компрессоров из титановых сплавов технологическими методами является важной и актуальной научно-технической задачей современного авиадвигателестроения.

Целью работы являлась разработка и апробация технологических рекомендаций по отделочно-упрочняющей технологии обработки лопаток центробежного колеса компрессора вспомогательной силовой установки АИ-450МС для обеспечения их качества и долговечности.

Объектом исследования являлись лопатки моноколеса центробежного компрессора вспомогательной силовой установки АИ-450МС.

Предметом исследования являлись методы и режимы отделочно-упрочняющих операций обработки лопаток моноколеса, а также характеристики поверхностного слоя аэродинамических поверхностей, влияющие на их долговечность при переменных нагрузках.

Исследования выполняли на натурном моноколесе компрессора после операции чистового

формообразования высокоскоростным фрезерованием. Общий вид моноколеса компрессора вспомогательной силовой установки АИ-450МС показан на рис. 1.

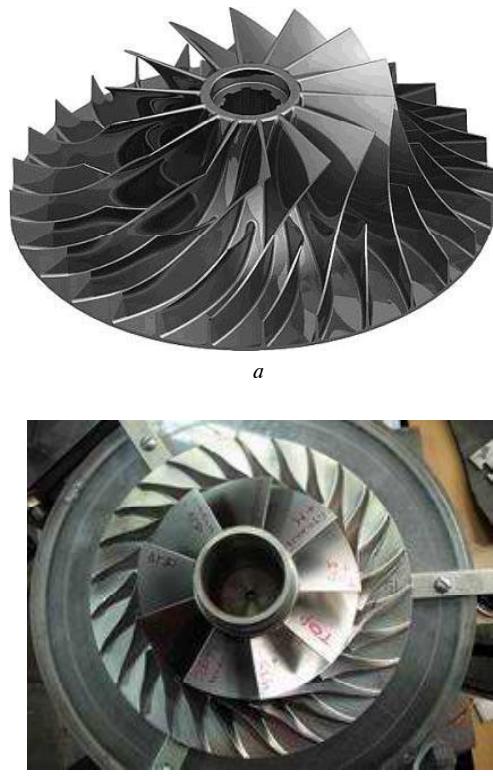


Рис. 1. Моноколесо компрессора вспомогательной силовой установки АИ-450МС

Параметры качества поверхности (шероховатость) и поверхностного слоя (остаточные напряжения, степень наклена, макроструктуру) лопаток и ступицы моноколеса контролировали непосредственно после высокоскоростного фрезерования, а также на окончательно обработанном, согласно опытной технологии, моноколесе.

Исследовали лопатки, обработанные по различным технологическим схемам. В процессе обработки сектор моноколеса, лопатки которого не подлежали обработке, закрывали специальным приспособлением и заклеивали защитной лентой.

Сектора с лопатками моноколеса обрабатывали по следующим технологическим схемам:

1. Исходная, после обработки согласно заводскому технологическому процессу.
2. Высокоскоростное фрезерование (ВСФ).
3. Ультразвуковое упрочнение (УЗУ) согласно требованиям технологического процесса.
4. УЗУ в волновом концентраторе типа «тор».

5. УЗУ в волновом концентраторе типа «стакан».

6. УЗУ в волновом концентраторе типа «тор» + обработка стеклянными микрошариками (ПДУ).

7. УЗУ в волновом концентраторе типа «стакан» + аэрозольно-гидродинамическая обработка (АГД)

8. ВСФ+ПДУ

9. ВСФ+АГД

После обработки моноколеса, вырезали длинные лопатки (имеющие заборную часть), из которых вырезали образцы для исследования качества поверхности и поверхностного слоя (рис. 2.) Вырезку образцов из лопаток осуществляли электроэррозионным способом проволочным электродом на станке «Robofil 4020SI».

Деформационное упрочнение поверхностного слоя аэродинамических поверхностей лопаток осуществляли методом поверхностного пластического деформирования в пространственно-ограниченном объеме за счет кинетической энергии стальных шариков в ультразвуковом поле. Использовали стандартную ультразвуковую аппаратуру: ультразвуковой генератор УЗГ-2-10 с обратной связью; магнитострикционный преоб-

разователь ПМС-15А-18; упрочняющие тела – стальные шарики по ГОСТ 3722-81. Частота колебаний волнового концентратора составляла 17,5 кГц, что соответствовало резонансной частоте системы «концентратор-упрочняющие тела». Резонансную частоту определяли по максимальной величине кинетической энергии шариков при помощи датчика интенсивности упрочнения и величине звукового давления, создаваемого стенками концентратора.

Упрочнение осуществляли по двум схемам: схема *a* – упрочнение в торообразном концентраторе с большой кривизной тора, схема *b* – упрочнение в концентраторе типа «стакан» при горизонтальном расположении образцов (рис. 3). При обработке по схеме *a* колесо располагается во внутренней полости концентратора и неподвижно относительно его излучающих поверхностей. При этом проточная часть колеса обращена к излучающему торцу концентратора (перпендикулярно движению шариков), а ось колеса совпадает с осью концентратора. Концентратор для такой схемы упрочнения – цилиндрический камертонного типа.

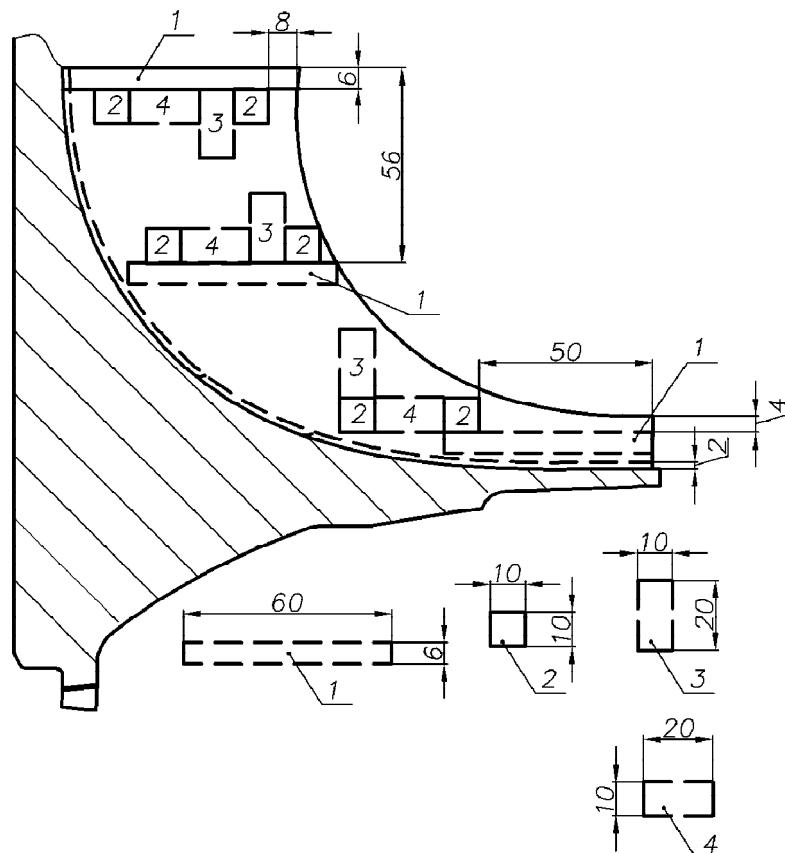


Рис. 2. Схема вырезки образцов из лопатки моноколеса для исследования качества поверхностного слоя:

1 – образцы для исследования остаточных напряжений первого рода; 2 – для исследования наклева; 3, 4 – образцы для исследования шероховатости поверхности в продольном и поперечном направлениях

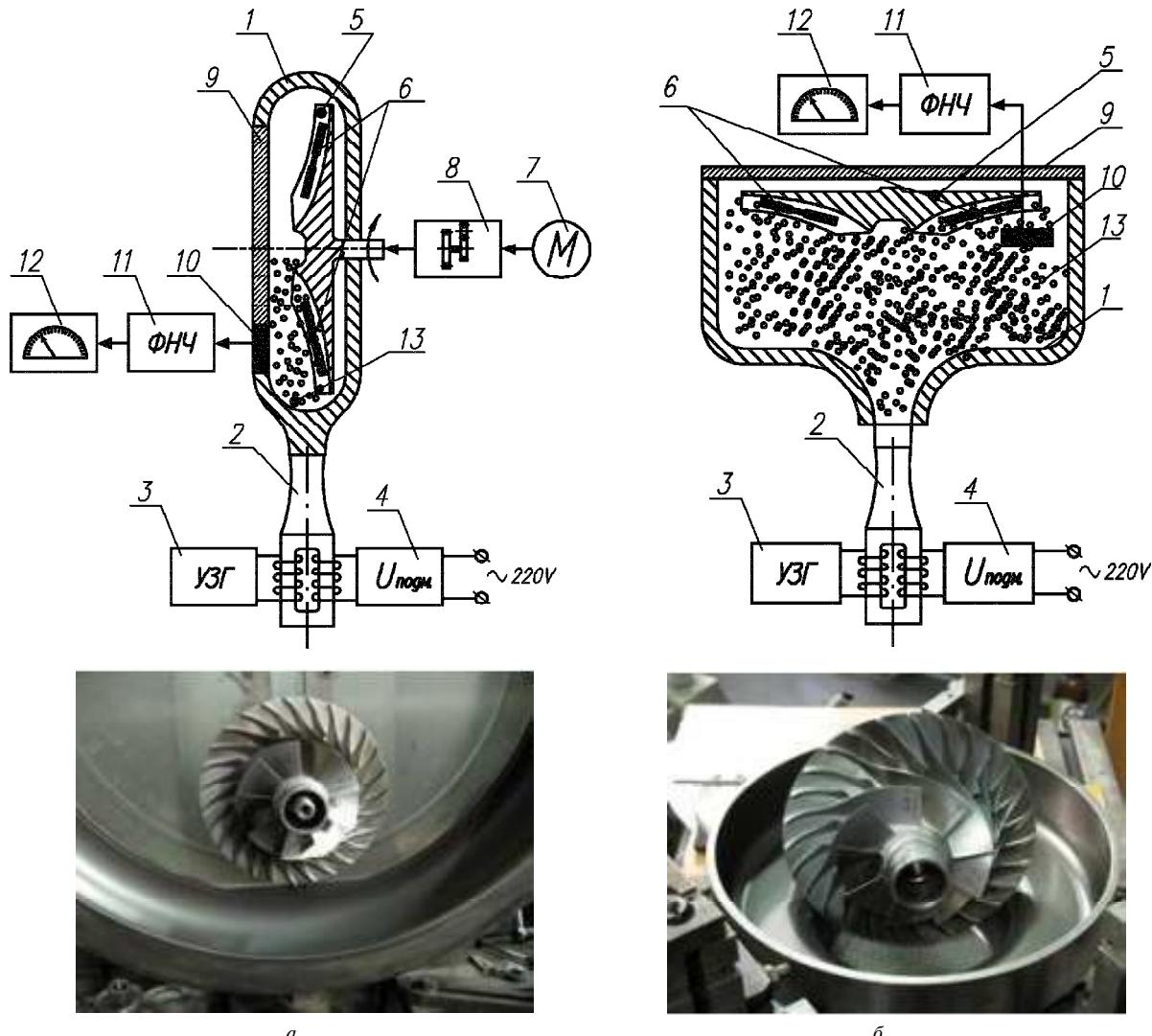


Рис. 3. Конструкция волновых концентриаторов, применяемых для ультразвукового упрочнения:
а – концентратор типа «тор», б – концентратор типа «стакан»:

1 – концентратор; 2 – магнитострикционный преобразователь; 3 – ультразвуковой генератор УЗГ2-4М; 4 – система подмагничивания; 5 – приспособление имитирующее натурное ЦБК; 6 – упрочняемые лопатки; 7 – электродвигатель; 8 – редуктор; 9 – экран; 10 – датчик интенсивности упрочнения; 11 – фильтр нижних частот; 12 – электронный милливольтметр переменного напряжения В3-55

Моноколесо упрочняли секторами. Для защиты секторов моноколеса, которые не подвергали упрочнению, использовали специальное приспособление (рис. 4). Открытый сектор моноколеса включал в себя одну большую лопатку и окружающие ее две средние и малые лопатки. Упрочнение лопаток в составе такого приспособления полностью имитировало геометрические особенности упрочнения, связанные со сложным

профилем лопаток и особенностями их расположения.

Деформационное упрочнение поверхностного слоя лопаток пневмодробеструйным способом (ПДУ) осуществляли последовательно, с двух сторон, стеклянными микрошариками диаметром 70...80 мкм на пневмодробеструйной установке (рис. 5).

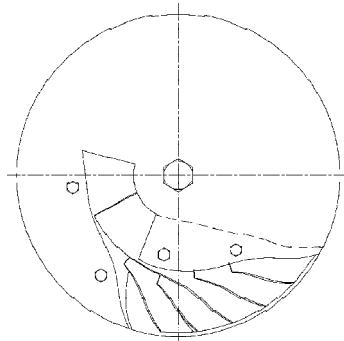


Рис. 4. Приспособление для упрочнения сектора моноколеса компрессора

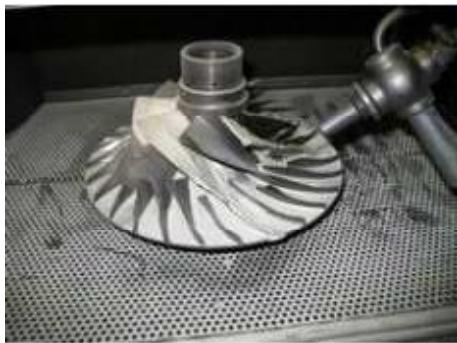


Рис. 5. Общий вид моноколеса компрессора в рабочей зоне установки для ПДУ

Режимы упрочнения: давление перед соплом – 0,5 МПа; расстояние от среза сопла до упрочняемой поверхности – 15...30 мм; суммарное число проходов по спинке и корыту лопаток – 5.

Аэрозольно-гидродинамическую обработку (АГД) выполняли для лопаток моноколеса компрессора с целью улучшения качества поверхности корыта и спинки гидрогазодинамическим потоком водной суспензии. Поверхность пера лопаток упрочняли строками шириной 710 мм. Скорость прохода составляла 8...12 мм/с.

Исследование величины и характера распространения в поверхностном слое образцов и натурных лопаток моноколеса компрессора остаточных напряжений осуществляли методом Давиденкова. Образцы, для сохранения истинной картины напряженного состояния, вырезали электроэррозионным методом, металлической «струной». Массу образца после электрополирования определяли с помощью аналитических весов типа АДВ-200 с точностью 0,001 г. Определение остаточных напряжений в поверхностном слое проводили на установке ПИОН-2, путем электролитического травления. Снимали слои с непрерывной записью диаграммы прогиба. Значения производных и интегралов функций вычисляли численным методом на ЭВМ с погрешностью, не превышающей 0,5 %.

Исследование микротвердости поверхности выполняли на приборе ПМТ-3 при нагрузке на

индентор 100 г, в соответствии с требованиями ГОСТ 9450-76. Для оценки степени поверхностного наклена партии образцов, обработанных по одной технологии, исследовали изменение микротвердости каждого образца партии по 6...9-ти измерениям. Полученные результаты микротвердости усредняли. Для определения среднего значения микротвердости поверхностного слоя партии образцов и характеристики ее рассеяния проводили статистическую обработку экспериментальных данных. Микротвердость сердцевины определяли на косом шлифе.

Исследование изменения микроструктуры тонкого поверхностного слоя образцов после отделочно-упрочняющей обработки проводили с помощью оптического микроскопа МИМ-9. Объектом исследования являлся тонкий поверхностный слой на шлифах образцов. Перед проведением исследований шлифов производили их травление в реактиве, состоящем из плавиковой кислоты – 25 %, азотной – 25 % и глицерина – 50 %.

Исследование микроструктуры выполняли для поверхностного слоя лопаток моноколеса, обработанных по всем вариантам технологических схем. Микроструктуру исследовали в поверхностном слое и в сердцевине лопаток с целью обнаружения структурных изменений после отделочно-упрочняющих методов обработки.

Для оценки влияния исследованных методов отделочно-упрочняющей обработки лопаток моноколеса на сопротивление циклическим нагрузкам проводили испытания на долговечность при циклическом изгибе. Испытанию подвергали не менее трех образцов, вырезанных из лопаток, обработанных по одной из технологий.

Напряжения в опасном сечении образца определяли методом конечных элементов в системе ANSYS V10. При расчете использовали 20-ти узловой прочностной конечный элемент первого порядка SOLID 90. Учитывая, что расчетные напряжения не превышают предела упругости материала, использовали линейную, изотропную модель материала, соответствующую сплаву BT25Л.

В результате анализа напряженного состояния модели образца (рис. 6) получена тарировочная зависимость эквивалентных напряжений от амплитуды колебаний консольного конца образца, которая имеет вид (1)

$$\sigma_p = k \cdot 2A, \quad (1)$$

где σ_p – расчетное напряжение в зоне концентратора образца, МПа;

$k = 206,5$ – эмпирический коэффициент;

$2A$ – амплитуда колебаний консольного конца образца, мм.

Образец, для снижения уровня контактных напряжений и исключения его разрушения в замке, закрепляли в замке вибрационного стенда через медные пластины. Уровень переменных напряжений в рабочем сечении образцов при испытании выбирали на 20...30 % превышающий предел выносливости. Все образцы были доведены до стадии разрушения, в результате чего определяли среднее число циклов до разрушения для каждой партии образцов.

Результаты исследований и их обсуждение

Анализ гистограммы параметров шероховатости поверхности спинки лопаток моноколеса после различных методов отделочно-упрочняющей обработки (рис. 7) показывает, что максимальная величина шероховатости и ее рассеяние наблюдается после абразивно-гидродинамической обработки.

Полученные результаты являются, вероятно, следствием того, что при абразивно-гидродина-

мической обработке не происходит устранение следов от предшествующей механической обработки. Нестабильность угла наклона «факела» струи и расстояния от среза сопла до поверхности лопатки связано с особенностями геометрии лопаток и «ручным» управлением процессом, что приводит к нестабильности шероховатости по длине пера лопатки. Аналогичная картина наблюдается и при обработке пневмо-дробеструйным методом стеклянными микрошариками.

После отделочно-упрочняющей обработки лопаток стальными шариками в ультразвуковом поле наблюдается минимальная величина шероховатости пера и рассеяние измеряемой величины. Наиболее оптимальным методом обработки, с точки зрения шероховатости пера лопаток, является упрочнение стальными шариками в ультразвуковом поле в волновом концентраторе типа «тор».

Исследования остаточных напряжений показали, что комбинированное упрочнение приводит к формированию в поверхностном слое равномерно распределенных остаточных напряжений сжатия (рис. 8). Перепад напряжений непосредственно на поверхности образцов и в подслойной области из всех исследованных методов упрочнения минимален в случае комбинированной обработки. Величина напряжений определяется уровнем остаточных напряжений, вызванных при упрочнении макро- и микрошариками, однако арифметического сложения эпюра не наблюдается.

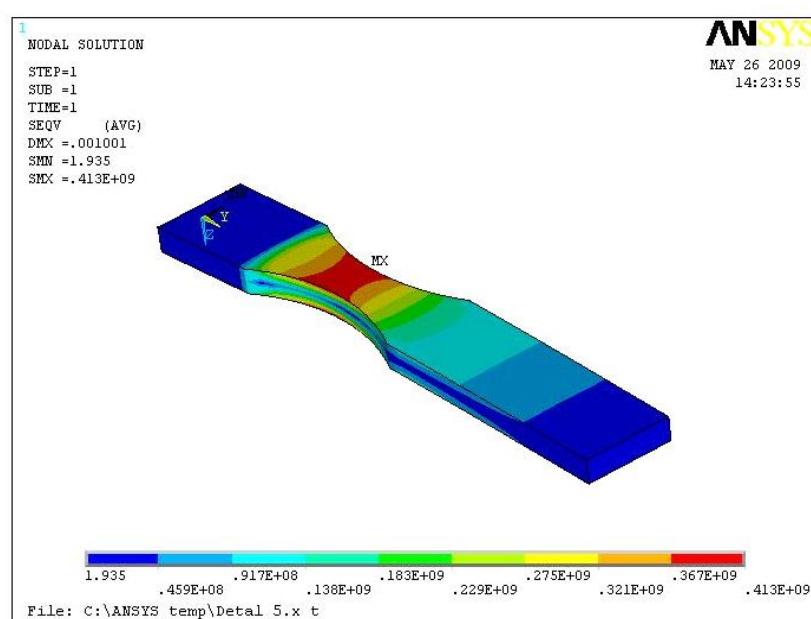


Рис. 6. Поле эквивалентных напряжений при консольном изгибе образца

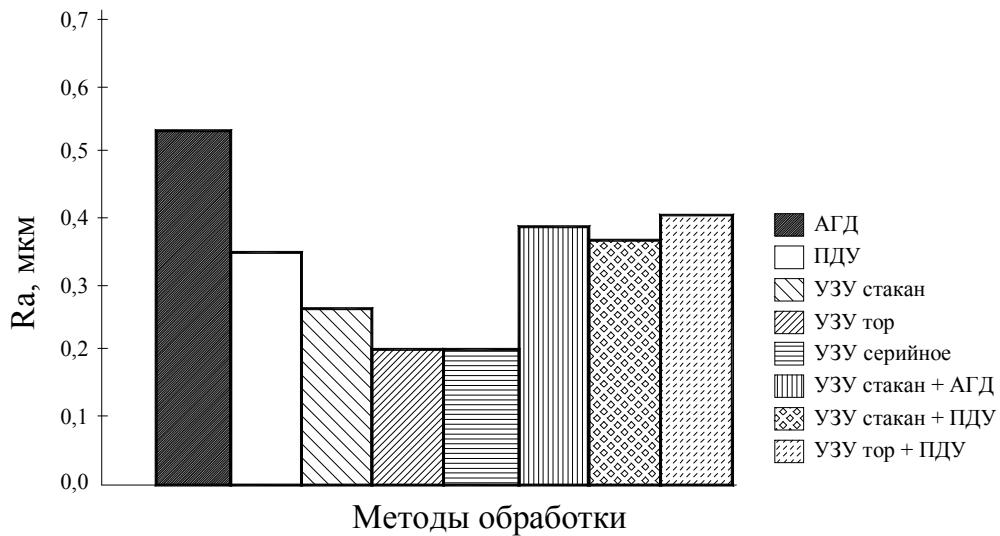


Рис. 7. Шероховатость поверхности спинки лопаток моноколеса (R_a , мкм) после различных методов отделочно-упрочняющей обработки

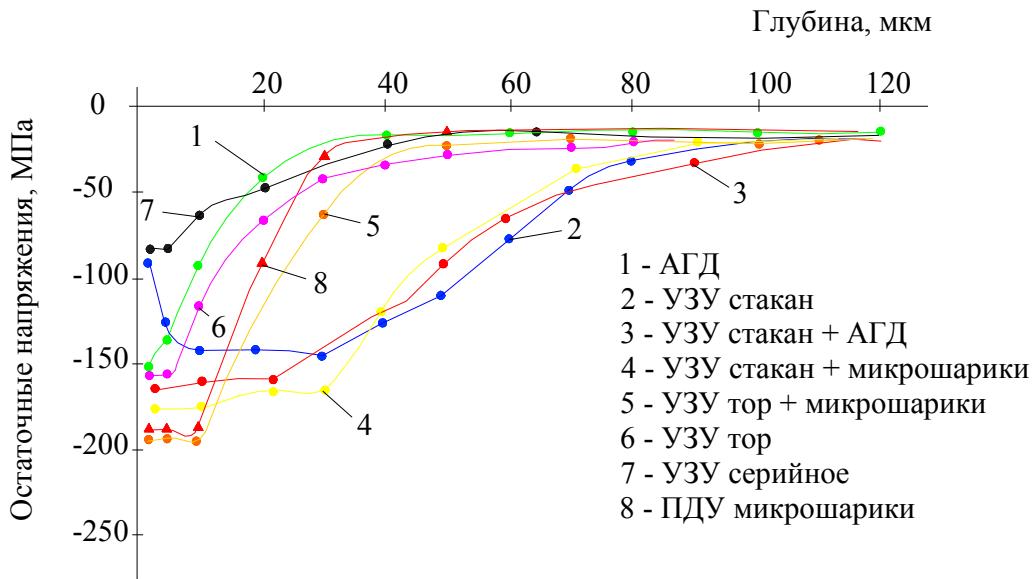


Рис. 8. Эпюры остаточных напряжений для разных технологий упрочнения

Максимальный уровень сжимающих напряжений наблюдается при использовании технологии комбинированной обработки, а именно: упрочнения УЗУ «стакан»+АГД и УЗУ «стакан»+ПДУ. С точки зрения остаточных напряжений данные технологии являются наиболее эффективными.

Исследования микротвердости поверхности позволили установить степень наклена поверхностного слоя пера лопаток моноколеса в зависимости от технологии отделочно-упрочняющей обработки. Максимальное значение степени наклена поверхностного слоя наблюдается при упрочнении лопаток стальными шариками в ультразвуковом поле (табл. 1). Очевидно, при данной схеме упрочнения перо лопаток подвергает-

ся наиболее интенсивному воздействию упрочняющих тел. При этом, учитывая незначительные деформации, вызываемые каждым шариком в отдельности, забоин кромок лопаток не наблюдалось. Последующее применение пневмодобуструйного упрочнения стеклянными микрошариками или аэрозольно-гидродинамической обработки способствует незначительному снижению наклена поверхности. Учитывая, что рациональная степень наклена поверхностного слоя для деталей из титановых сплавов находится в диапазоне 20...25 %, применение ультразвукового упрочнения в волновом концентраторе типа «тор» является наиболее эффективным способом повышения прочности поверхностных слоев металла.

Таблица 1 – Результаты исследования наклепа поверхностного слоя пера лопаток

Технология обработки лопаток моноколеса	Степень наклепа поверхностного слоя, %
УЗУ (топ)	6,15
УЗУ (стакан)+ПДУ (микрошарики)	18,05
АГД	5,60
УЗУ (серийная технология)	12,59
ПДУ (микрошарики)	14,72
УЗУ (стакан)	18,44
УЗУ(стакан)+АГД	17,95
УЗУ(топ)+ПДУ (микрошарики)	13,63

Исходная структура исследуемого сплава формируется в результате специальной термической обработки, включающей в себя закалку, отпуск и дисперсионное твердение.

В процессе отделочно-упрочняющей обработки, поверхностный слой подвергается силовому и тепловому воздействию. Такое комбинированное воздействие может приводить к деформационным и тепловым изменениям элементов структуры материала – текстурированию, коагуляции и полигонизации вторичной α -фазы.

Микроструктура лопаток представляла собой зерна первичной α -фазы и зерна второй, – β -фазы (рис. 9). Микроструктура поверхностного слоя всех лопаток и сердцевины по размеру коагулированной первичной α -фазы, размеру первично- β -зерна и размеру пластин вторичной α -фазы (длине и толщине) идентична.

Наличие в структуре β -фазы вторичной α -фазы обеспечивает дисперсионное твердение материала поверхностного слоя лопаток, определяя требуемый уровень механических свойств и жаропрочности. Однаковое количество вторичной α -фазы по всему сечению лопатки свидетельствует об отсутствии тенденции к ее коагуляции, полигонизации и каким-либо другим изменениям под действием теплового фактора. Идентичность формы и размера зерен свидетельствует об отсутствии изменений под воздействием силового фактора при обработке поверхности лопаток моноколеса.

Результаты исследования показали (рис. 9), что микроструктура поверхностного слоя всех исследованных лопаток и сердцевины идентична и соответствует требованиям, предъявляемым к «дисковой» структуре жаропрочных титановых сплавов.

Отсутствие изменений в микроструктуре поверхностного слоя свидетельствует о том, что все исследованные методы обработки поверхности

го слоя не приводят к нарушению специальной структуры сплава, сформированной в результате предварительной термообработки.

Результаты испытаний на долговечность исследованных партий образцов приведены в табл. 2.

Гистограмма распределения среднего числа циклов до разрушения образцов, в зависимости от технологии отделочно-упрочняющей обработки лопаток моноколеса показана на рис. 10.

Таким образом, исследования долговечности восьми альтернативных отделочно-упрочняющих технологий обработок лопаток моноколеса показали, что максимальная циклическая долговечность наблюдается у лопаток, обработанных по технологии комплексного упрочнения: ультразвуковое упрочнение стальными шариками в волновом концентраторе типа «тор» с последующей обработкой стеклянными микрошариками. При этом средняя долговечность образцов в 1,8...2 раза превышает долговечность образцов, поверхность которых обработана согласно серийной технологии.

На основании исследования восьми альтернативных отделочно-упрочняющей технологии лопаток моноколес из титановых сплавов по критериям: остаточных напряжений в поверхностном слое, параметров наклепа поверхностного слоя, шероховатости поверхности лопаток моноколеса, а также долговечности, – установлено, что наиболее эффективной является технология комбинированного упрочнения. При этом обеспечивается незначительное повышение абсолютного значения шероховатости поверхности, но снижается величина его рассеивания, происходит формирование в поверхностном слое значительного уровня сжимающих напряжений, равномерное их распределение по глубине поверхностного слоя, формирование оптимальных показателей степени наклепа, а также обеспечивается максимальная долговечность.

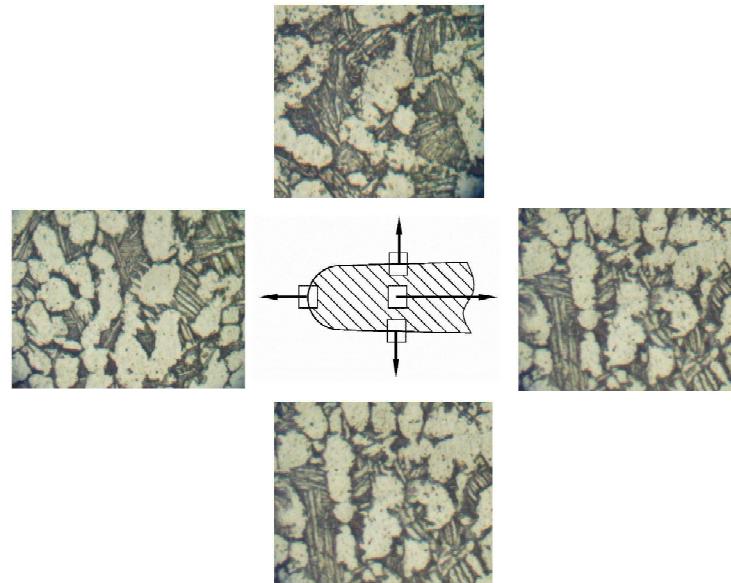


Рис. 9. Микроструктура различных зон лопатки моноколеса после отделочно-упрочняющих методов обработки ($\times 1200$)

Таблица 2 – Результаты испытаний образцов на циклическую долговечность

Технология отделочно-упрочняющей обработки лопаток моноколеса	Количество циклов ($N, 10^6$) до разрушения	Среднее количество циклов ($N, 10^6$) до разрушения	Среднеквадратическое отклонение количества циклов до разрушения
УЗУ (по серийной технологии упрочнения лопаток)	18,28	7,42	9,5
	0,11		
	3,89		
ПДУ	2,6	5,60	7,4
	14,09		
	0,12		
УЗУ (концентратор «стакан»)+АГД	22,72	8,35	12,4
	2,2		
	0,14		
УЗУ (концентратор «гор»)	0,68	6,94	11,3
	20		
	0,15		
УЗУ (концентратор «гор»)+ПДУ (микрошарики)	20	13,36	11,4
	20		
	0,1		
УЗУ (концентратор «стакан»)	4,4	5,96	1,4
	7,35		
	6,14		
УЗУ (концентратор «стакан»)+ ПДУ (микрошарики)	20	12,09	10,4
	16,08		
	0,2		
АГД	0,1	6,77	11,4
	0,22		
	20		

Таким образом, установлено, что для серийного производства комбинированное деформационное упрочнение поверхностного слоя лопаток стальными шариками на ультразвуковой ус-

тановке и стеклянными шариками пневмодробеструйным способом является эффективным технологическим методом повышения несущей способности.

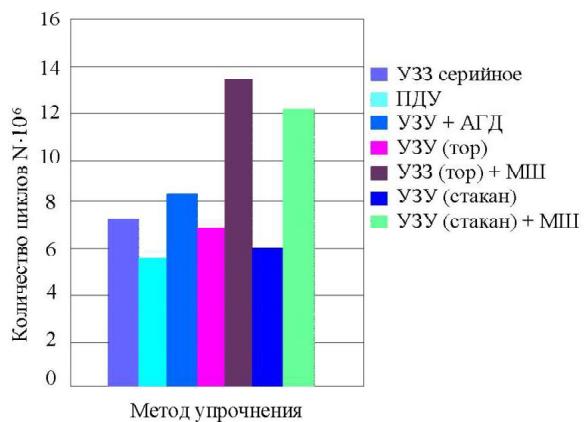


Рис.10. Гистограмма распределения среднего числа циклов до разрушения образцов, в зависимости от технологии отделочно-упрочняющей обработки лопаток моноколеса

Перечень ссылок

1. Матлин М. М. Комбинированное поверхностное пластическое деформирование деталей дробью / Матлин М. М., Лебский С. Л. // Вестник машиностроения. 2000. – № 1. – С. 54–56.
2. J. Solis Romero The Effect of Saturation and Duplex Peening on Fatigue Resistance of the 2024-T351 Aluminium Alloy / J. Solis Romero // Metal Finishing News. – 2004. – Vol. 5, July Issue. – P. 38–40.
3. Ishigami H. A Study on Stress, Reflection and Double Shot Peening to Increase Compressive Residual Stress / Ishigami H. // Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, – 2000. – №23. – P. 959–963.
4. Eduardo de Los Rios Rodopoulos Investigating the Effects of Shot and Laser Shock Peening on the Fatigue Behaviour of 2024-T351 Aluminium Alloy / Eduardo de Los Rios, Chris A. // Metal Finishing News. – 2003. – Vol. 4, January Issue. – P. 24–26.
5. Боровский С. М. Концентрация напряжений при поверхностном наклете / Боровский С. М., Саватеев В. Г. // Авиационная промышленность. – 1985. – № 7. – С. 24–25.
6. Улучшение состояния поверхностного слоя лопаток турбины комбинированным упрочнением / [Хворостухин Л. А., Хахин В. Н., Ильшская О. И. и др.] // Авиационная промышленность. – 1993. – № 2. – С. 10–12.
7. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / [Богуслаев В. А., Яценко В. К., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
8. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Ч. 1. Лопатки компрессора и вентилятора / [Богуслаев В. А., Муравченко Ф. М., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003 – 395 с.
9. Повышение усталостной прочности лопаток компрессора упрочняющей обработкой / [Винокуров В. И., Пудков С. И., Егоров В. М., Жебынева Н. Ф.] // Авиационная промышленность. – 1992. – №11. – С. 10–12.

Поступила в редакцию 22.02.2010

A. Ya. Kachan, A. V. Boguslav, D. V. Pavlenko, S. V. Mozgovoy

FINISHING-HARDENING PROCESSING OF THE BLISK BLADES OF MODERN GAS-TURBINE ENGINES

Розглядаються оздоблювально-зміцнювальні технології обробки лопаток моноколес сучасних газотурбінних двигунів з титанових сплавів. Показано, що раціональним, з погляду довговічності лопаток і якості поверхневого шару, є комбіноване зміцнення пера лопаток сталевими та скляними кульками.

Моноколесо, лопатка, ультразвукове зміцнення, пневмодробеструйне зміцнення, високоскоростнє фрезерування

There is described finishing-hardening processing of the blisk blades of modern gas-turbine engines made of titanium alloys. It is shown that consecutive hardening of the blade wing by steel and glass balls is the most rational technology from the point of view of blades durability and quality of surface coating.

Blisk, blade, ultrasonic hardening, air shot blasting, high-speed milling

С. А. Болсуновский¹, д-р техн. наук В. Д. Вермель¹, Г. А. Губанов², В. В. Зиняев¹

¹ Центральный Аэрогидродинамический институт им. Н. Е. Жуковского (ЦАГИ),

² Московский физико-технический институт (МФТИ ФАЛТ);

г. Жуковский, Россия

ОЦЕНКА МАКСИМАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБАТЫВАЮЩЕГО ЦЕНТРА С ЧПУ, ОСНАЩЕННОГО ИНТЕГРИРОВАННЫМ МОТОР-ШПИНДЕЛЕМ (ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ АСПЕКТ)

Рассматривается задача обеспечения максимальной производительности высокоскоростной фрезерной обработки на обрабатывающем центре с ЧПУ с интегрированным мотор-шпинделем, исходя из располагаемой мощности (соответствует черновой обработке) при изготовлении обводообразующих деталей аэродинамических моделей самолётов или формообразующей технологической оснастки.

Производительность, обрабатывающий центр, мотор-шпиндель, высокоскоростное фрезерование

1 Постановка задачи

Целью исследования является анализ условий, обеспечивающих максимальную производительность фрезерной обработки на обрабатывающем центре с ЧПУ, оснащенным интегрированным мотор-шпинделем.

Производительность черновой обработки определяется объемом материала, срезаемым фрезой в единицу времени:

$$Q = a_e a_p v_f,$$

где a_e – ширина фрезерования, a_p – глубина фрезерования, v_f – минутная подача.

В качестве обрабатываемого материала рассматривается сталь 30ХГСА – основной конструкционный материал аэродинамических моделей самолетов.

Для высокоскоростного фрезерования диапазон рекомендуемых производителями современного инструмента значений скоростей резания весьма узок [1], что позволяет принять скорость резания v_c для конкретных материалов заготовки и материала режущих пластин как постоянную. Данное предположение также подтверждается систематическими экспериментальными технологическими исследованиями, нашими и зарубежными [2, 3].

Максимальную толщину стружки h_{ex} также выбираем по рекомендациям в соответствии с принятой величиной v_c .

В качестве варьируемых параметров принимаем диаметр фрезы D_c и глубину фрезерования a_p , при данной ширине фрезерования

$$a_e = kD_c, \text{ где } 0 < k \leq 1.$$

2 Оценка потребной мощности

Силу резания можно оценить по формуле [1]:

$$F_t = k_c S, \quad (1)$$

где F_t – касательная сила резания, k_c – удельная сила резания, S – площадь поперечного сечения срезаемого слоя.

Удельная сила резания от толщины стружки определяется известной зависимостью [1]:

$$k_c = k_{c1} h^{-m_c}, \quad (2)$$

где h – толщина срезаемого слоя, k_{c1} и m_c – коэффициенты, зависящие от обрабатываемого материала и материала инструмента. Их значения задаются в справочной литературе [1].

Таким образом, из (1) и (2):

$$F_t = k_{c1} a_p h^{1-m_c}. \quad (3)$$

В процессе резания толщина стружки меняется. Для удобства введем среднюю силу резания на один зуб, находящийся в резании, которую будем вычислять по формуле (3) при значении толщины стружки, равном ее средней толщине:

$$\langle F_t \rangle = k_{c1} \langle h \rangle^{1-m_c} a_p, \quad (4)$$

где $\langle \rangle$ – усреднение.

Среднее значение удельной силы резания $\langle k_c \rangle$ также будем вычислять для средней толщины стружки:

$$\langle k_c \rangle = k_{c1} \langle h \rangle^{-m_c}. \quad (5)$$

Средняя механическая мощность, потребная для обработки

$$N = \langle F_t \rangle N_z v_c, \quad (6)$$

где N_z – среднее число зубьев, находящихся в резании.

Принимая во внимание инерционность шпинделя («эффект маховика»), в последующих оценках можно использовать именно среднюю, а не максимальную мощность.

3 Ограничения на производительность обработки

Из приведенных соотношений (1)–(6) вытекает зависимость между затрачиваемой мощностью N и производительностью Q :

$$Q = \frac{1}{\langle k_c \rangle} N.$$

Т. е. производительность обработки пропорциональна затрачиваемой механической мощности.

На рис. 1 построена характерная зависимость располагаемой мощности N фрезерного обрабатывающего центра с интегрированным мотор-шпинделем от частоты вращения шпинделя n (эксплуатируемый в ЦАГИ DMU 70 eVolution). Важнейшим отличием от шпинделя с приводом от редуктора является резкое падение мощности с уменьшением частоты вращения ниже критической (≈ 3000 об/мин).

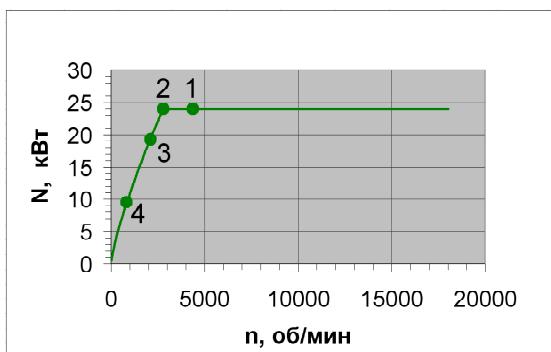


Рис. 1. График зависимости мощности N от частоты вращения шпинделя n

Необходимая для обработки частота n вращения определяется данной скоростью резания v_c и диаметром фрезы D_c :

$$n = \frac{v_c}{\pi D_c}. \quad (7)$$

Все значения параметров инструмента приняты далее для фрез производства фирмы Sandvik Coromant, серии CoroMILL 300, материал режущих пластин GC2040.

Т. к. v_c фиксирована, устанавливается однозначное соответствие между частотой вращения и диаметром D_c . В результате получаем зависимость между располагаемой максимальной мощностью привода N и диаметром фрезы D_c , потребляющей данную мощность при обработке (рис. 2). Для иллюстрации соответствия графиков на них нанесен ряд соответствующих точек (1, 2, 3, 4). На графике видно, что для малых диаметров, вплоть до 20 мм, шпиндель может развивать полную мощность, а на больших диаметрах – мощность падает вследствие уменьшения частоты вращения шпинделя с ростом D_c при фиксированной v_c .

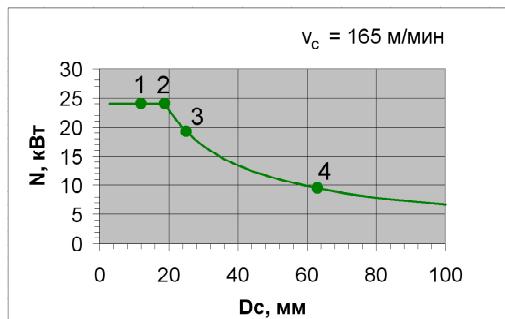


Рис. 2. График зависимости мощности N от диаметра фрезы D_c

По располагаемой мощности можно рассчитать предельную производительность Q от диаметра фрезы D_c и числа зубьев z_n (рис. 3). Видно, что для фрез с $D_c \leq 20$ мм максимальная мощность и формально возможная производительность одинаковы. Увеличение $D_c > 20$ мм ведет к снижению производительности, ограничиваемой максимальной располагаемой мощностью, снижающейся при соответствующем снижении оборотов для фиксированной v_c (7).

Однако очевидно, что уменьшение диаметра приводит к снижению прочности фрезы и соответствующему ограничению производительности по допустимым усилиям на фрезе и возможности использования располагаемой мощности мотора-шпинделя.

По значениям предельно допустимых усилий построим ограничения производительности Q для фрез с разными диаметрами и относительными вылетами режущей части (рис. 3).

На графике видно, что принятые прочностные ограничения существенно снижают производительность для фрез с малыми значениями D_c и практически не работают для диаметров $D_c > 25$ мм. Наряду с ними, на графике построены конструктивные ограничения по глубине фрезерования, особо существенные для корпус-

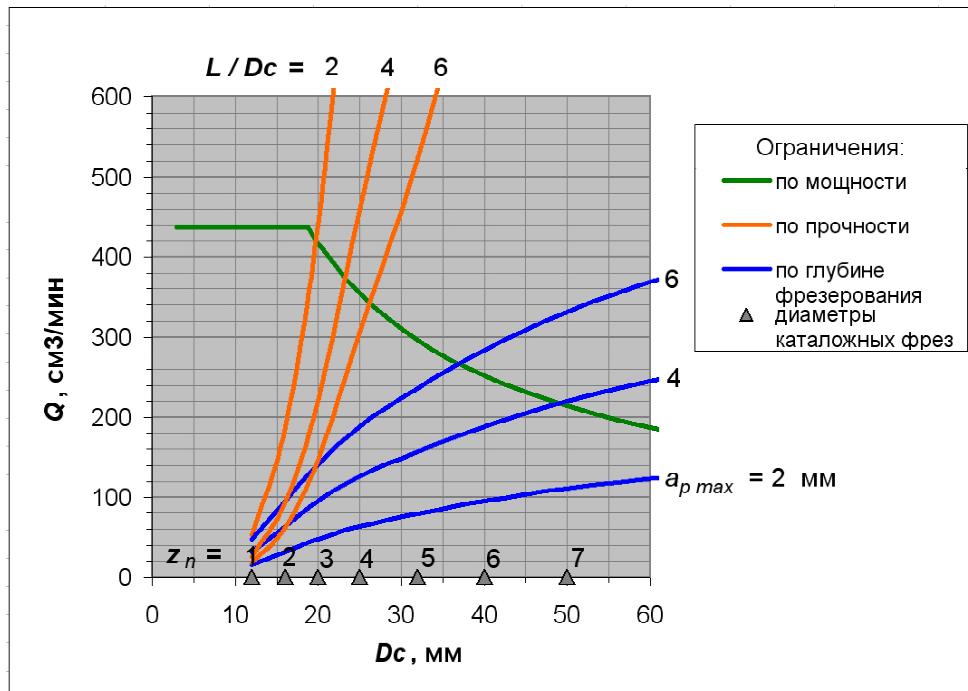


Рис. 3. График ограничений предельной производительности Q для фрез с разными диаметрами

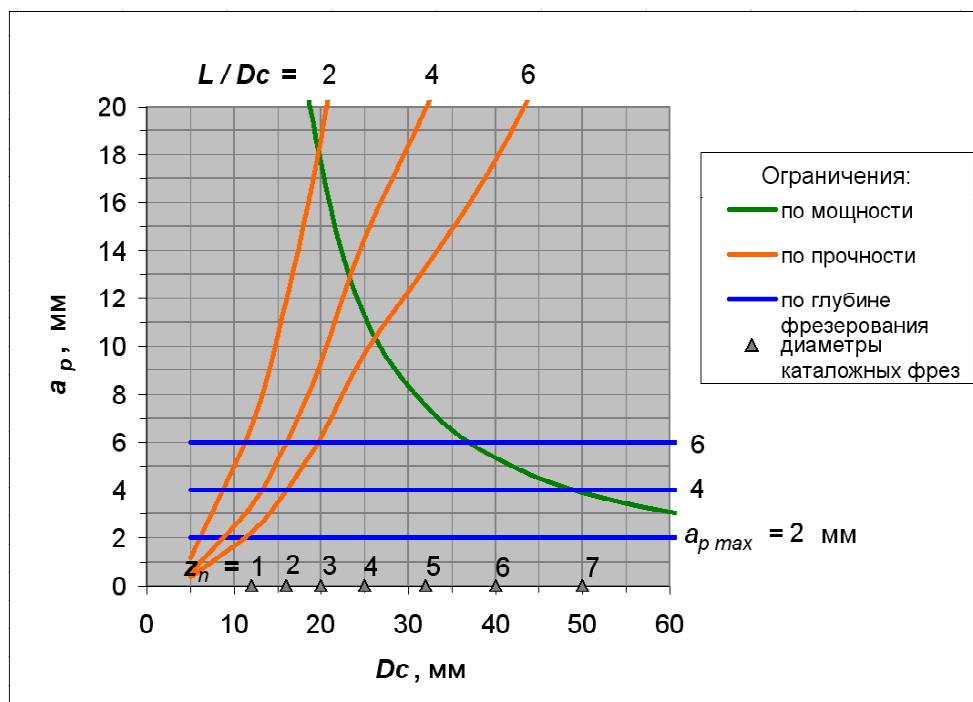


Рис. 4. График ограничений глубины фрезерования a_p для фрез с разными диаметрами

ных фрез со сменными режущими пластинами. Анализ ограничений показывает, что использовать при черновой обработке максимальную мощность мотора-шпинделья практически не удается. Рациональный выбор параметров фрезы для черновой обработки должен выполняться исходя из рассмотрения ограничений и возможной глуби-

ны резания, определяемой размером режущей части. На рис. 4 график перестроен в параметрах $a_p(D_c)$. На нем видно, что именно ограничения по глубине фрезерования существенно ограничивают возможности по использованию располагаемой мощности и в 2–10 раз снижают определяемую ей максимальную производительность.

Из графиков (рис. 3 и 4) можно оценить уровень использования мощности обрабатывающего центра и, соответственно, производительность обработки для данных инструмента и обрабатываемого материала. Она соответствует точкам пересечения введенных ограничений.

4 Сравнение производительности обрабатывающих центров с редуктором и интегрированным мотор-шпинделем

Сравним значения максимальной производительности известного станка российского производства середины 80-х годов ФП-27 с редуктором и DMU 70 eVolution.

На рис. 5 построены ограничения по располагаемой мощности для рассматриваемых станков. Также на графике нанесены ограничения по прочности фрез и возможной конструктивной глубине фрезерования. Данные ограничения характеризуют инструмент и от параметров станка не зависят.

Из графика видно, что для фрез с диаметром $D_c \leq 32$ мм производительность станка с интегрированным мотор-шпинделем выше, чем с редуктором, что связано со значительными потерями мощности на редукторе при повышении оборотов. Однако располагаемая мощность мотор-шпинделя для основных типоразмеров фрез используется не полностью. При больших диаметрах фрез растет производительность фрезерования у станка с редуктором, позволяющего в полной мере реализовать для них располагаемую мощность. В тех случаях, когда форма детали является весьма сложной и диктует ограничения на размеры инструмента уже на этапе черновой обработки, целесообразно проведение всех стадий обработки на одном современном обрабатывающем центре с ЧПУ (за исключением выполнения габаритов заготовки). Черновую обработку в большом объеме целесообразно выполнять на станках с редуктором фрезами большого диаметра.

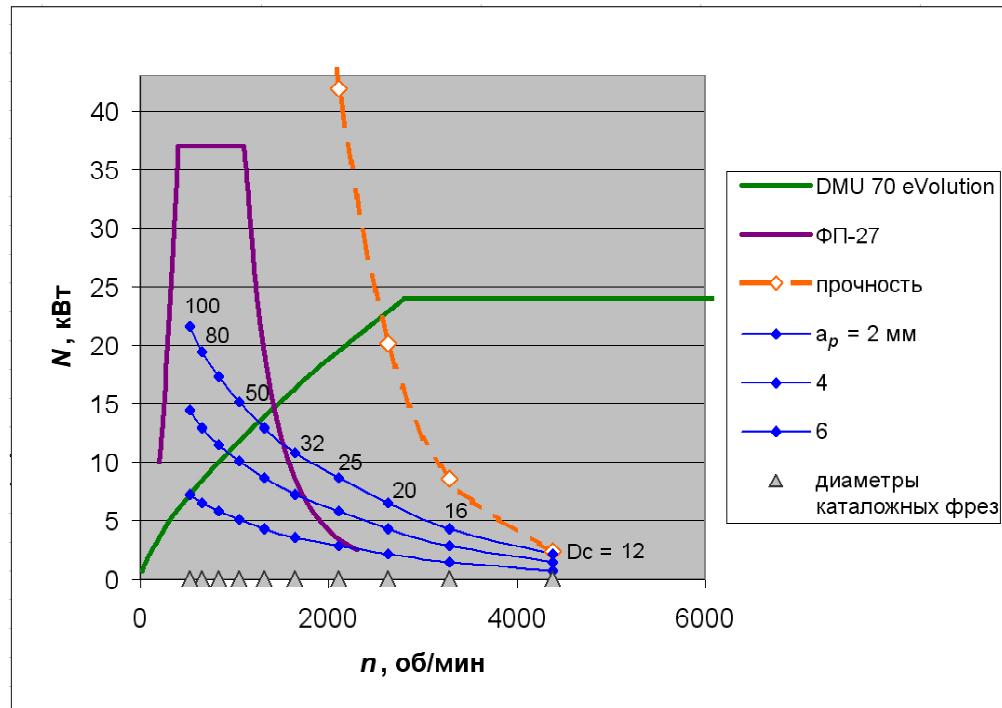


Рис. 5. График ограничений по располагаемой мощности

Перечень ссылок

1. Вращающийся инструмент //Каталог металлорежущего инструмента фирма Sandvik Coromant. – 2008.
2. Вермель В. Д. Опыт высокоскоростной обработки авиационных деталей на станках с ЧПУ / Вермель В. Д. // Авиационно-космическая техника и технология. – 2006. – № 5 (31). – С. 60–64.
3. Katsuyoshi Karino Trouble shooting for cutting / Katsuyoshi Karino. – Mitsubishi materials, 1998.

Поступила в редакцию 13.07.2009

S. A. Bolsunovsky, V. D. Vermel, G. A. Gubanov, V. V. Zinyayev

**ASSESSMENT OF MAXIMUM PERFORMANCE OF NUMERICALLY-
CONTROLLED MACHINING CENTER EQUIPPED WITH INTEGRATED
MOTOR-SPINDLE (ENERGY ASPECT)**

Розглядається задача забезпечення максимальної продуктивності високошвидкісної фрезерної обробки на обробному центрі з ЧПК з інтегрованим мотор-шпинделем, виходячи з належної потужності (відповідає чорновій обробці) при виготовленні обвідообразуючих частин аеродинамічних моделей літаків або формообразуючого технологічного обладнання.

Продуктивність, обробний центр, мотор-шпиндель, високошвидкісне фрезерування

There is reviewed provision of maximum efficiency of high-speed milling on NC processing center with integrated motor-spindle depending on available power (which corresponds to roughing) for manufacturing of line-forming parts of aerodynamic models of airplanes or shape-forming production accessories.

Efficiency, machining center, motor-spindle, high-speed milling

УДК 621.793.7

Канд. техн. наук В. Г. Шевченко, О. Г. Попович*Національний технічний університет, м. Запоріжжя*

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ СКЛАДУ ПОКРИТТЯ ДЛЯ МІНІМАЗАЦІЇ В НЬОМУ ТЕМПЕРАТУРНИХ НАПРУЖЕНЬ

Розроблено методику зниження температурних напружень у покриттях на деталях, що працюють в умовах неоднорідного температурного поля. Методика дозволяє розраховувати концентрації компонентів суміші, з якої шляхом напилювання формується захисне покриття.

Покриття, температурні напруження, концентрація компонентів, адгезія

В сучасному машинобудуванні для захисту деталей, які працюють в контакті з агресивними середовищами при підвищених температурах, використовують покриття з матеріалів, інертних до впливу цих середовищ при температурах експлуатації. При підвищенні робочих температур в деталі з нанесеним покриттям у системі «покриття-основа» значно зростають напруження, що часто призводить до руйнування покриття. Температурні напруження обумовлені різницею коефіцієнтів лінійного термічного розширення матеріалів покриття й основи. Для підвищення працездатності та надійності деталей з покриттями, які функціонують в агресивних середовищах при підвищених температурах, важливо вміти регулювати температурні напруження, що виникають у покриттях під час експлуатації. З цією метою застосовують проміжні підшари між основою та зовнішнім шаром покриття, які забезпечують поступовий перехід властивостей від матеріалу основи до матеріалу зовнішнього шару покриття.

Мета роботи – аналітично визначити, як треба обирати склад покриття для деталі, яка працює в агресивному середовищі при підвищених температурах за умов неоднорідності температурного поля, щоб температурні напруження у покритті були мінімальні.

Причиною руйнування більшості покріттів є напруження першого роду, що зрівноважуються в об'ємах, розміри яких мають порядок товщини всього покриття [1]. Тому для аналітичного оцінювання температурного поля і температурних напружень у деталі із захисним покриттям було використано теорію фізики суцільного середовища.

Перш ніж подати загальний розв'язок розглядуваного завдання, треба сформулювати два важливих проміжних результати.

Щоб температурні напруження в неоднорідному за властивостями тілі були відсутні, необхідно виконати умову:

$$\alpha_T \cdot \theta = \text{const}, \quad (1)$$

де θ – приріст температури в даній точці тіла

відносно температури T_0 , при якій у ньому відсутні температурні напруження,

α_T – середній коефіцієнт лінійного термічного розширення в інтервалі температур $(T_0; T_0 + \theta)$.

Зокрема, якщо температура по об'єму тіла постійна, тобто градієнту температур нема ($\theta = \text{const}$), то температурні напруження в тілі, вільному від поверхневих і об'ємних сил, будуть відсутні лише у випадку постійності коефіцієнта лінійного термічного розширення по об'єму тіла $\alpha_T = \text{const}$. Тому, якщо деталь з нанесеним покриттям у робочих умовах нагріта рівномірно по об'єму, то знизити температурні напруження в покритті можна тільки шляхом вибору матеріалів покриття й основи з якомога ближчими коефіцієнтами лінійного термічного розширення. На практиці досягти цього часто неможливо, і в покритті, товщина, а тому і жорсткість якого є малою у порівнянні з товщиною основи, виникають температурні напруження, пропорційні до різниці коефіцієнтів лінійного термічного розширення покриття й основи. (Напруження в основі при цьому на порядок менші за напруження у покритті.) Однак і в цьому разі при застосуванні градієнтного підшару між покриттям і основою працездатність системи «покриття-основа» буде підвищено. Причина цього полягає в тому, що найважливішою характеристикою покриття є міцність його зчеплення з основою (адгезія). У випадку застосування градієнтного проміжного підшару покриття матеріал його тонкого шару, прилеглого до основи, матиме значення α_T таке саме, як і у основи. Тому напруження в цьому тонкому шарі покриття (бо адгезійна міцність менша за когезійну) будуть меншими, ніж напруження у зовнішньому шарі покриття.

Друге питання – якщо тіло виготовлено з матеріалу з градієнтними властивостями, то як повинен змінюватися склад композиції, щоб виконувалася умова мінімізації температурних напружень (1)?

Теплофізичні властивості двохкомпонентної композиції (наприклад, метал-кераміка) є функ-

ціями концентрації c одного з компонентів композиції у розглядуваній точці тіла:

$$\alpha_T = \alpha_T(c), \quad \lambda_T = \lambda_T(c),$$

де λ_T – теплопровідність композиції при температурі T .

Наприклад, відомо [1], що коефіцієнт лінійного термічного розширення композиції $(\text{Al}_2\text{O}_3 + 3,5 \% \text{TiO}_2)$ - $(\text{Ni}+\text{Al})$ змінюється від $\alpha_{T \text{ ker}} = 6,8 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ при вмісті кераміки $(\text{Al}_2\text{O}_3 + 3,5 \% \text{TiO}_2)$ у композиції близько 100 % до $\alpha_{T \text{ me}} = 13,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ при вмісті кераміки $(\text{Al}_2\text{O}_3 + 3,5 \% \text{TiO}_2)$ біля 0 %, причому залежність близька до лінійної, тобто

$$\begin{aligned} \alpha_{T \text{ комп}} &= \alpha_{T \text{ ker}} \cdot c_{\text{ker}} + \alpha_{T \text{ me}} \cdot c_{\text{me}} = \\ &= \alpha_{T \text{ me}} - (\alpha_{T \text{ me}} - \alpha_{T \text{ ker}}) \cdot c_{\text{ker}}, \end{aligned}$$

де c_{ker} і c_{me} – частки кераміки та металічного компоненту в композиції в долях одиниці, $c_{\text{ker}} + c_{\text{me}} = 1$.

Це питання зводиться до розв'язання системи двох рівнянь (2 і 3):

рівняння теплопровідності [2] для стаціонарного температурного поля $\left(\frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \right)$ при відсутності внутрішніх джерел теплоти ($w = 0$)

$$\operatorname{div}[\lambda_T(c(P)) \cdot \operatorname{grad}\theta(P)] = 0 \quad (2)$$

з його граничними умовами,

та умови мінімізації температурних напружень

$$\alpha_T[c(P)] \cdot \theta(P) = \alpha_T * [cP^*] \cdot \theta(P^*). \quad (3)$$

З цих двох рівнянь треба визначити дві функції координат точки P тіла: шукана концентрація одного з компонентів c , що визначає склад композиції, та температурне поле θ в тілі.

Фізичний сенс описаної методики полягає в наступному. Якщо шари матеріалу, які в робочих умовах нагріваються до більш високої температури, матимуть менший коефіцієнт термічного розширення, то ці шари набудуть при виконанні співвідношення (3) таку саму величину температурної деформації, що й шари, які функціонують при меншій температурі, але мають більший коефіцієнт термічного розширення. В результаті ті та другі шари будуть розширятися, так би мовити, незалежно, не стискаючи та не розтягуючи одні одніх. Зрозуміло, що співвідношення (3) може бути виконано в тому разі, якщо шари покриття, які в умовах експлуатації нагріваються до більш високої температури, будуть збагачені тим компонентом, який має менший коефіцієнт термічного розширення (напри-

лад, кераміка у порівнянні з металічним матеріалом).

Для вирішення задачі про мінімізацію температурних напружень у покритті, яке зчеплене з основою, в умовах градієнта температур необхідно задовільнити дві умови. Перша: щоб у покритті не виникало напружень внаслідок різниці деформації шару покриття, прилеглого до основи, і деформації основи на межі покриття-основа, необхідно, щоб переміщення точок покриття й основи на поверхні їхнього контакту дорівнювали одні однім. (Основу виготовлено з однорідного матеріалу.) Друга умова: щоб у покритті не виникало напружень внаслідок неоднакової температурної деформації різних шарів самого покриття, треба виконати умову (3). Таким чином, ця задача зводиться до розв'язання наступної системи чотирьох рівнянь.

Рівняння теплопровідності основи:

$$\operatorname{div}[\lambda_{T_{\text{осн}}} \cdot \operatorname{grad}\theta_{\text{осн}}(P)] = 0, \quad (4)$$

де $\lambda_{T_{\text{осн}}}$ – теплопровідність основи при температурі T .

Температура основи $\theta_{\text{осн}}(P)$ однозначно визначається рівнянням (4) з граничними умовами для функції $\theta_{\text{осн}}(P)$:

$\theta_{\text{осн}}(P_{\text{зовн}}) = \theta_{\text{зовн}}$ – температура зовнішньої поверхні основи;

де $P_{\text{зовн}}$ – множина точок зовнішньої поверхні основи;

q – густина теплового потоку, що відводиться з одиниці площини зовнішньої поверхні основи.

Граничними умовами до рівняння теплопровідності для покриття є рівність температур і рівність теплових потоків з боку покриття й основи на поверхні їхнього контакту:

$$\theta(P_{\text{ep1}}) = \theta_{\text{осн}}(P_{\text{ep1}}) = \theta_1;$$

$$\begin{aligned} \lambda_{(T_0 + \theta_1)}[c(P_{\text{ep1}})] \cdot \operatorname{grad}\theta(P_{\text{ep1}}) &= \\ &= \lambda_{(T_0 + \theta_1)\text{осн}} \cdot \operatorname{grad}\theta_{\text{осн}}(P_{\text{ep1}}). \end{aligned}$$

Умова рівності переміщень точок покриття $u_{\text{покр}}$ й основи $u_{\text{осн}}$ на поверхні їхнього контакту:

$$u_{\text{покр}}(P_{\text{ep1}}) = u_{\text{осн}}(P_{\text{ep1}}). \quad (5)$$

Тут переміщення точок покриття визначаються за відносною деформацією шару покриття, прилеглого до основи. При відсутності напружень у покритті ця деформація є суто температурною:

$$\varepsilon_{\text{покр}}(P_{\text{ep1}}) = \alpha_{T_1}(P_{\text{ep1}}) \cdot \theta_1.$$

Нелінійне рівняння теплопровідності для покриття (2).

Умова мінімізації температурних напружень у покритті (3), в якій вважаємо, що точка P^* належить множині точок P_{ep1} поверхні контакту покриття й основи, тоді $\theta(P^*) = \theta_1$.

Таким чином, на основі теорії термопружності та теплопередачі розроблено методику визначення концентрацій компонентів захисного покриття для деталі, яка працює в агресивному середовищі при підвищених температурах за умов неоднорідності температурного поля. Методику спрямовано на зниження в покритті температур-

них напружень, які виникають у випадку різниці в коефіцієнтах термічного розширення матеріалів покриття й основи, а також при утворенні в деталі градієнта температур.

Перелік посилань

1. Кудинов В. В. Нанесение плазмой тугоплавких покрытий / В. В. Кудинов, В. М. Иванов. – М. : Машиностроение, 1981. – 192 с.
2. Коваленко А. Д. Термоупругость / А. Д. Коваленко. – К. : Вища школа, 1975. – 216 с.

Поступила в редакцию 17.07.2009

V. G. Shevchenko, A. G. Popovich

CALCULATION OF COATING COMPOSITION FOR MINIMIZATION OF THERMAL STRESS IN THE COATING

Разработана методика снижения температурных напряжений в покрытиях на деталях, работающих в условиях неоднородного температурного поля. Методика позволяет рассчитывать концентрации компонентов смеси, из которой путем напыления формируется защитное покрытие.

Покрытие, температурные напряжения, концентрация компонентов, адгезия

There is developed technique for reduction of thermal stress in the coating of parts, operating in conditions of temperature gradient. The technique allows to calculate concentrations of mixture components used for protective coating formation by spraying.

Coating, thermal stresses, concentration of components, adhesion

А. А. Педаш¹, д-р техн. наук Э. И. Цивирко²

¹ОАО «Мотор Сич», ²Национальный технический университет; г. Запорожье

ИЗМЕЛЬЧЕНИЕ СТРУКТУРЫ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОХЛАЖДАЕМЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Изучено влияние поверхностного модифицирования алюминатом кобальта на структуру внутренних поверхностей охлаждаемых деталей ГТД из никелевого жаропрочного сплава ЖСбУ. Разработан способ нанесения суспензии с алюминатом кобальта на керамические стержни. Установлено, что поверхностное модифицирование внутренних поверхностей отливок позволяет получить сквозное измельчение макрозерна, а также улучшить микроструктуру.

Поверхностное модифицирование, жаропрочный сплав, алюминат кобальта, лопатки

Известно, что крупнозернистая структура металлов по сравнению с однородной мелкозернистой склонна к раннему зарождению усталостной трещины. Одной из причин более частого зарождения трещины на внутренней поверхности охлаждаемой лопатки, наряду с повышенной концентрацией напряжений от конструктивных элементов (ребер, штырьков и т.п.), является более грубая по сравнению с наружной поверхностью структура материала. Поэтому для повышения трещиноустойчивости и эксплуатационной долговечности целесообразно создавать мелкозернистую структуру и на внутренних поверхностях охлаждаемых деталей газотурбинных двигателей (ГТД) [1]. Для получения мелкозернистой макро- и микроструктуры применение поверхностного модифицирования имеет значительные перспективы [2]. В этом случае модификатор наносится на керамический стержень, который, в свою очередь, и формирует конфигурации и структуру внутренней поверхности будущей отливки. Предлагалось нанесение модификатора на стержень путем пропитки его в однокомпонентном растворе соли кобальта (азотнокислый или хлористый кобальт) или в многокомпонентном растворе солей кобальта и алюминия с последующей тепловой обработкой [1]. В последнее время все чаще применяется готовое порошкообразное соединение синтезированного алюмината кобальта.

В данной работе изучали влияние модифицирования алюминатом кобальта на структуру внутренних поверхностей охлаждаемых деталей ГТД.

Порошкообразный алюминат кобальта вводили в суспензию следующего состава: этилцелозольв (ГОСТ 18313-88) – 47,5 %, лак КО-815 (ГОСТ 11086-76) – 47,5 %, $\text{CoO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$ – 5 %. Суспензию готовили в стеклянной колбе, тщательно перемешивая стеклянной мешалкой в течение 15 мин. Затем раствору давали отстояться в течение не менее 1 часа. Перед нанесением покры-

тия на поверхность стержня, раствор тщательно перемешивали ручной мешалкой, не допуская выпадения осадка порошка на дно колбы. Поверхность стержня обезжиривали ацетоном с помощью кисти, а затем просушивали в течение 30 мин на воздухе. Суспензию на поверхность стержня наносили ручным пульверизатором сначала с одной стороны, и после выдержки на воздухе в течение 10 мин – с другой стороны. Затем просушивали стержни на воздухе при температуре 25–30 °C в течение 1–1,5 часа. Дополнительно покрытие просушивали в электропечи при 150–200 °C в течение 10–15 мин и охлаждали на воздухе. Для обеспечения хорошего сцепления покрытия с материалом стержня проводили их термическое упрочнение при температуре 1000 ± 20 °C. В итоге, поверхность стержня была однородной, без непокрытых мест и с хорошей адгезией покрытия к материалу основы стержня (рис. 1, а).

Готовые стержни запрессовывали в модели секторов сопловых аппаратов. При этом, в одной отливке предусматривалось использование двух стержней с покрытием и двух без покрытия. После выплавки модельной массы получали керамическую форму для заливки. В эту форму, нагретую до температуры 1000 °C, заливали сплав ЖСбУ с температурой 1550 °C. После охлаждения получали отливку сектора соплового аппарата, с которого вырезали отдельные лопатки и с помощью гидротермического выщелачивания удалили стержни.

Макроструктуру исследовали под бинокулярным микроскопом при увеличениях $\times 10$ – $\times 25$, а микроструктуру при $\times 50$ – $\times 500$. Травление на макроструктуру производили в реактиве состава 90 мл соляной кислоты + 10 мл перекиси водорода, а на микроструктуру в реактиве Марбле (40 г медного купороса, 20 мл концентрированной соляной кислоты, 20 мл дистиллированной воды).



Рис. 1. Керамические стержни с нанесенным покрытием из алюмината кобальта (а) и без него (б)

Химический состав исследуемых лопаток соответствовал требованиям ОСТ 1.90127-85 для сплава ЖС6У (табл. 1).

В отливках из сплава ВЖЛ12Э-ВИ с поверхностным модифицированием наблюдается после ЛЮМ-контроля значительно меньшее количество поверхностных дефектов и микропор усадочного характера по сравнению с отливками без модификации (рис. 2). Поэтому и на внутренних поверхностях с большой вероятностью можно ожидать подобных результатов.

На поверхности лопаток без модификации выделяли три зоны, в которых макрозерно отличалось по размеру и морфологии (рис. 3, а). В первой зоне (от центра лопатки до выходной кромки) наблюдали разнозернистость, когда рядом со столбчатыми наблюдали равноосные зерна размером до 3,5 мм (табл. 2). Во второй зоне (на выходных кромках) отмечается более дисперсное равноосное макрозерно размерами от 0,1 до 1,5 мм. В третьей зоне (центральная часть лопаток) равноосные зерна имели размеры от 1,5 до 2,8 мкм.

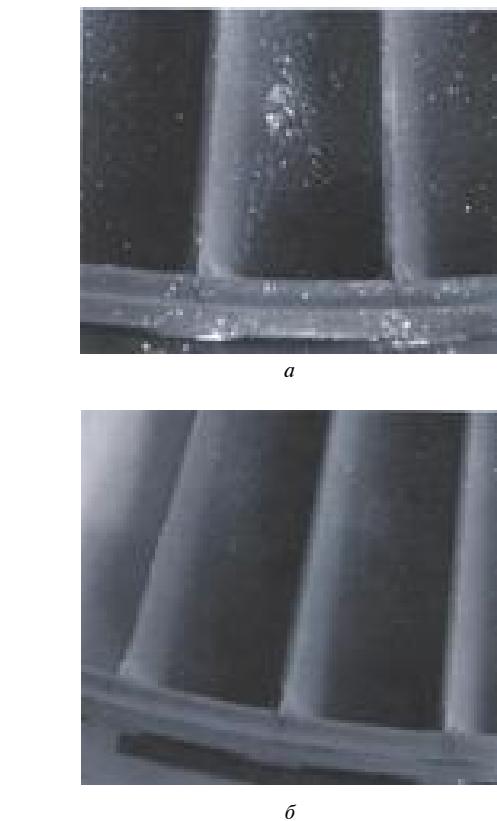


Рис. 2. Фрагменты сектора лопаток соплового аппарата из сплаву ВЖЛ12Э-ВИ при люминисцентном контроле без (а) и с (б) поверхностным модифицированием

В сечении лопаток без модификации наблюдали равноосные зерна размером от 0,5 до 2,5 мм. Фиксировали 1–2 зерна на толщину стенки (рис. 3, б, табл. 2).

На внешней поверхности лопаток с модификацией установили неоднородность макроструктуры по форме и размеру. При этом выделяли три зоны (рис. 3, в). Первой зоной считали участок возле выходной кромки, где наблюдали столбчатые зерна или зону смешанных зерен (как столбчатых, так и равноосных). Второй зоной считали центральную часть пера с мелкодисперсными зернами размером 0,1–1,0 мм (табл. 2). В третьей зоне в центре отливки и возле выходной кромки наблюдали равноосные зерна размерами до 2 мм.

Таблица 1 – Химический состав сектора соплового аппарата из сплава ЖС6У

Объект исследования	Массовая доля элементов, %										
	C×10 ⁻²	Cr	Co	Ti	Al	W	Mo	Nb	Fe	Zr×10 ⁻²	B×10 ⁻²
Отливка сектора СА	15,6	8,7	9,8	2,1	5,4	10,0	1,3	1,1	0,7	1,0	0,9
Нормы ОСТ 1.90126-85	13,0- -20,0	8,0- -9,5	9,0- -10,5	2,0- -2,3	5,1- -6,0	9,5- -11,0	1,2- -2,4	0,8- -1,2	≤1,0	≤4,0	≤3,5

В сечении лопаток выделяли две зоны: первую – зону внутренней полости и вторую – зону от внутренней полости к выходной кромке лопатки (рис. 3, *г*).

На внутренней поверхности лопаток с поверхностным модифицированием наблюдали мелкие зерна размерами от 0,1 до 0,8 мм, которые распространялись почти на всю толщину стенки отливки (табл. 2). Во второй зоне наблюдали

макрозерна равновесной формы и вытянутые размерами $2,0 \times 6,0$ мм. При этом в сечении располагались 2–4 зерна.

При изучении микроструктуры установили, что для модифицированного материала характерно измельчение структурных составляющих. Междендритные расстояния в участках модификации составляли 0,05–0,07 мкм, а в стенках пера лопаток без модификации 0,1–0,15 мкм (рис. 4).

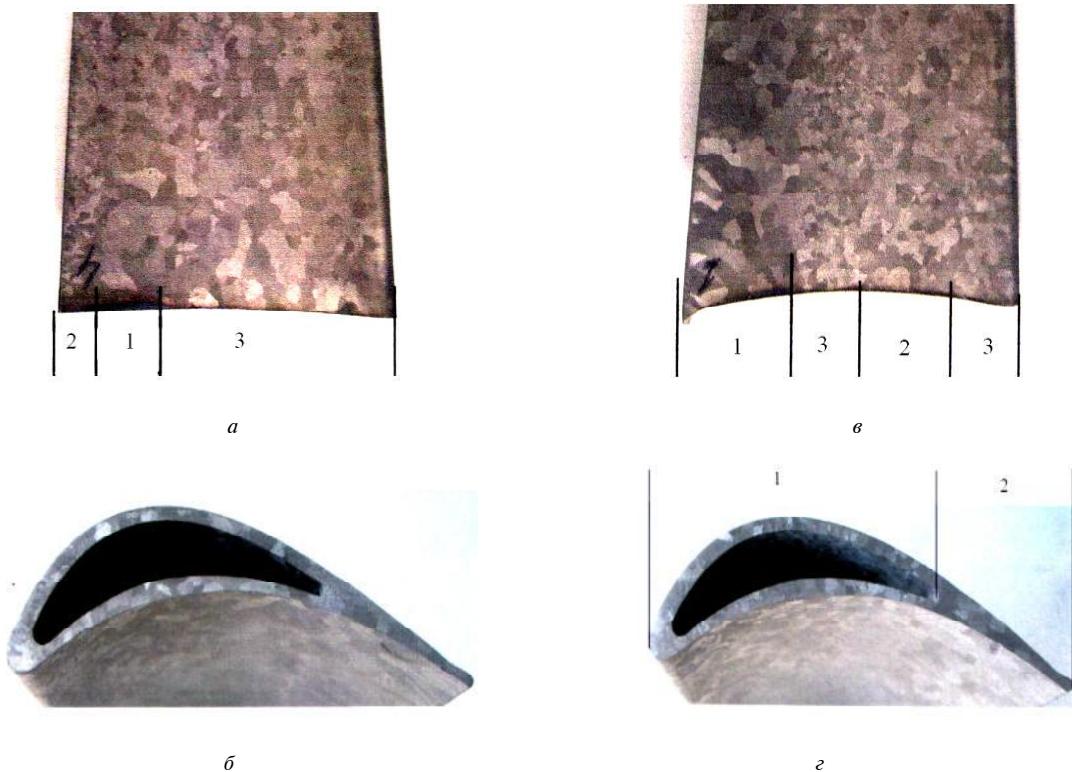


Рис. 3. Фрагменты охлаждаемых лопаток из сплава ЖС6У без модификации внутренней поверхности (*а*, *б*) и с ним (*в*, *г*): *а*, *в* – перо; *б*, *г* – сечение

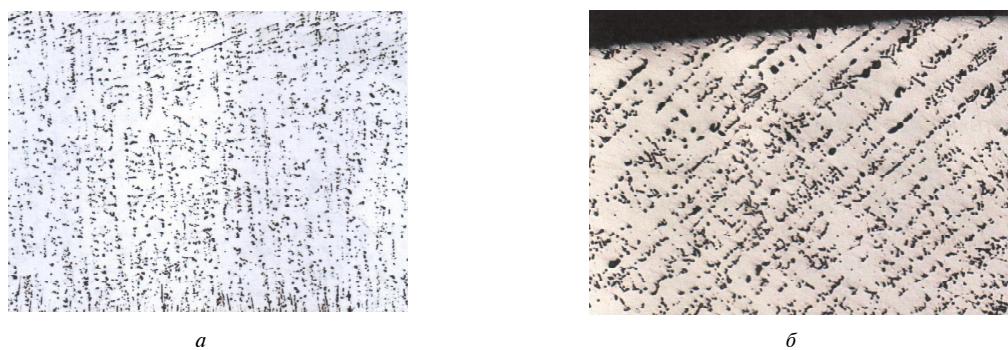


Рис. 4. Дендритная структура материала лопаток с поверхностным модифицированием (*а*) и без него (*б*):
а – $\times 62,5$; *б* – $\times 125$

Микроструктура нетермообработанного сплава ЖСБУ представляла собой γ -твердый раствор с наличием интерметаллидной γ' -фазы и эвтектической ($\gamma\gamma'$)-фазы, карбидов и карбонитридов. Карбиды в сплаве имели преимущественно сферическую форму. Эвтектическая ($\gamma\gamma'$)-фаза формировалась в виде отдельных конгломератов.

В немодифицированном материале установили наличие рыхлот, пор усадочного характера размером приблизительно 30 мкм (рис. 5). После поверхностного модифицирования уровень загрязнения неметаллическими включениями существенно снижался. В стенках лопаток с поверхностным модифицированием присутствовали поры размером до 18 мкм, тогда как в лопатках

без модифицирования их размеры были значительно больше (до 50 мкм).

Таким образом, в результате проведенных работ в промышленных условиях опробован способ поверхностного модифицирования отливок охлаждаемых деталей горячего тракта ГТД. При этом в качестве модификатора использовалась специально разработанная суспензия с вводом в нее 5 % алюмината кобальта. Суспензия наносилась на керамические стержни и имела прочную связь с поверхностью. Подобное модифицирование позволило получать более высокую однородность и плотность поверхности (без усадочной пористости), значительное измельчение макрозерна и дендритных ячеек, а также рыхлот и неметаллических включений в сплаве.

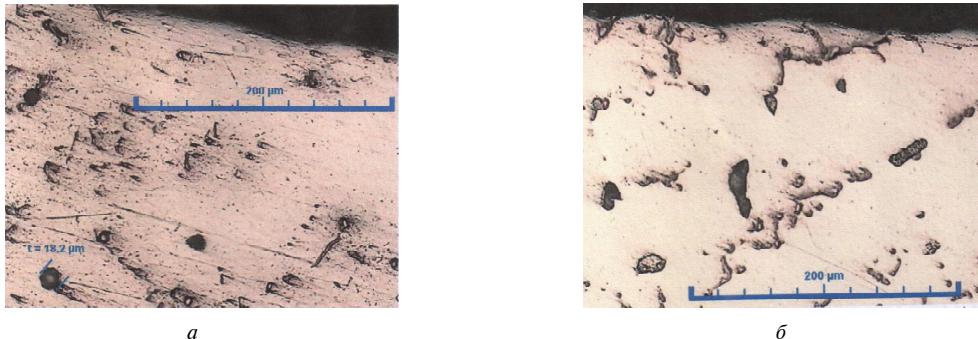


Рис. 5. Неметаллические включения, поры и рыхлоты в лопатках с поверхностным модифицированием (а) и без него (б)

Таблица 2 – Размеры макрозерна в лопатках сектора соплового аппарата из сплава ЖСБУ

Поверхность пера			Сечение	
Выходная кромка	Центр	Входная кромка	Внутренняя бандажная полка	Внешняя бандажная полка
Без модифицирования				
Зона смешанных зерен: 0,7–12,0÷ 3,0–15,0 мм (столбчатые) + 3,5 мм (равноосные)		1,5–2,8 мм	1,5–2,8 мм	Зона 1 – 0,5–2,5 мм Зона 2 – 0,8–5,0 мм
Зона дисперсных зерен: 0,1–1,5 мм				Зона 1 – 0,2–2,0 мм Зона 2 – 2,0–3,0 мм
Поверхностное модифицирование				
~ 2,0 мм	0,3–1,0 мм	Зона смешанных зерен: 1,0–7,0÷ 3,0–15,0 мм (столбчатые) + ~ 3 мм (равноосные)	Зона 1 – 0,1–0,8 мм Зона 2 – 2,0 мм (равноосные) + 2,0–6,0 мм (столбчатые)	Зона 1 – 0,5 мм Зона 2 – 2,0–5,0 мм

Перечень ссылок

1. Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Каблов Е. Н. – М.: МИСИС. – 2001. – 632 с.
2. Богуслаев В. А. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД: моногр. ч. 2. Лопатки турбины; [2-е изд. перераб. и доп.] / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко и П. Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье, 2007. – 496 с.

Поступила в редакцию 10.07.2009

A. A. Pedash, E. I. Tsivirko

**CRUSHING THE STRUCTURE OF INTERNAL SURFACE COOLING
PARTS GTE**

Досліджено вплив поверхневого модифікування алюмінатом кобальту на структуру внутрішніх поверхонь охолоджуваних деталей ГТД з нікелевого жароміцного сплаву ЖС6У. Розроблено спосіб нанесення суспензії з алюмінатом кобальту на керамічні стержні. Встановлено, що поверхневе модифікування внутрішніх поверхонь виливків дозволяє отримати наскрізне подрібнення макрозерна, а також покращити макроструктуру.

Поверхневе модифікування, жароміцний сплав, алюмінат кобальту, лопатки

There is studied influence of cobalt-aluminum surface modification on the structure of internal surfaces of the cooled gas-turbine engine parts made of ЖС6У heat-resistant nickel alloy. There is developed method of cobalt-aluminum suspension application on ceramic rods. It is determined that surface modification of internal surfaces of castings allows to get end-to-end atomization of macrograins, as well as to improve microstructure.

Surface modification, heat-resistant alloy, cobalt aluminate, blades

УДК 621.74.045

Канд. техн. наук В. В. Наумик

Национальный технический университет, г. Запорожье

ПОЛУЧЕНИЕ КАЧЕСТВЕННЫХ ОТЛИВОК ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ МЕТОДОМ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ НАПРАВЛЕННОЙ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ НА УСТАНОВКАХ ТИПА УВНК-8П

Проведен статистический анализ производственных данных по браку отливок из жаропрочных никелевых сплавов с направленной макроструктурой. Установлено, что наиболее перспективным направлением повышения выхода годных отливок является обеспечение температурных градиентов в ходе осуществления технологического процесса. Определен оптимальный срок эксплуатации жидкокометаллического кристаллизатора, разработан метод оперативного контроля его эксплуатационных свойств.

Жаропрочный никелевый сплав, температурный градиент, направленная макроструктура, жидкокометаллический кристаллизатор, вакуумная плавка, теплопроводность, статистический анализ, оперативный контроль

Постановка вопроса

Метод высокоскоростной направленной кристаллизации предусматривает вакуумную плавку жаропрочных никелевых сплавов, заливку металла в предварительно разогретые до температуры 1580–1600 °C керамические литьевые формы и опускание их с определенной скоростью в ванну жидкокометаллического кристаллизатора для формирования направленной макроструктуры отливок. В производственных условиях данный способ литья реализуется на установках типа УВНК-8П. В качестве жидкокометаллического кристаллизатора используется расплав исходно чистого алюминия (99,999 % Al). Общий вид установки УВНК-8П в раскрытом виде приведен на рис. 1.

Методика исследований

Провели статистический анализ имеющихся производственных данных о причинах отбраковки отливок, полученных методом высокоскоростной направленной кристаллизации.

Закономерности загрязнения материала жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации изучали методами электронной микроскопии и микроанализа с помощью растрового электронного микроскопа Supra при увеличениях ×2000–7000.

Для изучения закономерностей изменения качественных показателей алюминия провели ряд исследований с использованием оригинальных методик и приспособлений.



Рис. 1. Общий вид установки УВНК-8П

Провели математическую обработку полученных экспериментальных данных.

Основной материал исследований

За контролируемый период на предприятии на установках типа УВНК-8П по серийной технологии высокоскоростной направленной кристаллизации изготовлено 2035 лопаток из сплава ЖС-26ВИ и 374 лопатки из сплава ЖС-32ВИ (табл. 1).

Преобладающее количество (более 80 %) лопаток сплава ЖС-26ВИ было получено с направленной кристаллической структурой, состоящей из нескольких макрокристаллов. Менее 20 % лопаток характеризовалось монокристаллической макроструктурой.

Среди проконтролированных лопаток из сплава ЖС-26ВИ 64,2 % соответствовали требованиям технических условий и 35,8 % были забракованы по различным причинам. Причем более половины забракованных отливок (табл. 1) не соответствовали требованиям, предъявляемым к макроструктуре, 8,3 % от всех проконтролированных лопаток имели рыхлоты, раковины, сор и в 7,3 % отливок вылезли стержни. Наиболее высокий выход годного наблюдался при производстве отливок, при изготовлении которых не требовалось применение стержней.

Среди лопаток из сплава ЖС-32ВИ признано годными было 70,3 % и забраковано 29,7 %. При

этом брак по макроструктуре более чем в два раза превышал суммарный брак по рыхлотам, раковинам и сору.

Суммарный выход годного по лопаткам, изготовленных из обоих жаропрочных сплавов составлял около 65 %, а брак – 35 %. Причем более половины всех забракованных лопаток не прошли контроль по макроструктуре, и примерно по четверти суммарного брака составляли рыхлоты, раковины, сор и вылезшие стержни (табл. 1).

Количество лопаток, не соответствующих предъявляемым требованиям по макроструктуре, существенно снижалось после замены материала жидкотемпературного кристаллизатора на свежий чистый алюминий.

Таким образом, можно сделать вывод, что наиболее актуальным, с точки зрения повышения выхода годных отливок при литье методом высокоскоростной направленной кристаллизации является обеспечение температурных градиентов в ходе осуществления технологического процесса. И, соответственно, необходимым является постоянный оперативный контроль параметров и материалов, обеспечивающих соблюдение корректного теплового режима в ходе проведения плавок.

В процессе эксплуатации алюминий жидкотемпературного кристаллизатора неизбежно загрязняется. Исследованиями с помощью растрового электронного микроскопа Supra установлено, что,

Таблица 1 – Статистические данные по браку лопаток из жаропрочных никелевых сплавов с направленной и монокристаллической макроструктурой, числитель – штук, знаменатель – процент от общего количества лопаток

Марка сплава	№ лопатки	Количество проконтролированных лопаток	Годные при структуре		Брак отливок						
			Направленной поликристаллической	Монокристаллической	Макроструктура	Вылезшие стержни	Трецины	Рыхлоты, раковины, сор	Отбитые углы	Недоливы	
ЖС-26ВИ	1	505 100	224 44,4	50 9,9	142 28,1	34 6,7	0	45 8,9	5 1,0	5 1,0	231 45,7
	2	356 100	235 66,0	1 0,3	58 16,3	8 2,2	5 1,4	22 6,2	27 7,6	0 0	120 33,7
	3	344 100	182 52,9	2 0,6	29 8,4	106 30,8	3 0,9	22 6,2	0 0	0 0	160 46,5
	4	830 100	492 59,3	119 14,3	134 16,2	Нет стержней	0	80 9,6	5 0,6	0 0	219 26,4
	Всего	2035 100	1133 55,7	172 8,5	363 17,8	148 7,3	8 0,4	169 8,3	37 1,8	5 0,2	730 35,8
ЖС-32-ВИ	1	137 100	96 70,1	0	25 18,2	0	4 2,9	12 8,8	0 0	0 0	41 29,9
	2	237 100	167 70,5	0	47 19,8	0	0	23 9,7	0 0	0 0	70 29,5
	Всего	374 100	263 70,3	0	72 19,2	0	4 1,1	35 9,4	0 0	0 0	111 29,7
Итого		2409 100	1396 58,0	172 7,1	434 18,1	148 6,1	12 0,5	204 8,5	37 1,8	5 0,2	841 34,9

в результате взаимодействия перегретого расплава алюминия в вакууме с материалом керамической литьевой формы, обмазкой изложницы, в которой находится жидкокометаллический кристаллизатор, материалом самой изложницы - чугуном, и непредвиденно попадающим в него жаропрочным никелевым сплавом, материал жидкокометаллического кристаллизатора загрязняется кремнием, углеродом, железом, никелем, кобальтом и некоторыми другими компонентами сплава – материала отливки [1]. Указанное загрязнение естественно приводит к снижению основной эксплуатационной характеристики жидкокометаллического кристаллизатора – его теплопроводности, а в результате к снижению возникающих тепловых градиентов и нарушению тепловых условий формирования направленной структуры отливок.

Для проведения прямых измерений теплопроводности материала жидкокометаллического кристаллизатора стационарным методом при различных температурах на кафедре «Машины и технология литьевого производства» Запорожского национального технического университета разработана специальная установка [2]. Также автором разработана оригинальная расчетно-экспериментальная методика определения теплопроводности металлических материалов в жидкокомагнетатном состоянии при различных температурах [3].

Сопоставив имеющиеся статистические данные и результаты расчетов, можно сделать вывод, что для обеспечения нормального осуществления процесса высокоскоростной направленной кристаллизации теплопроводность жидкокометаллического кристаллизатора при температуре протекания технологического процесса должна быть не менее 40 Вт/мК.

Проведенным комплексом исследований установлено, что оптимальный допустимый срок эксплуатации исходно чистого алюминия – материала жидкокометаллического кристаллизатора при литье отливок из жаропрочных никелевых сплавов с направленной макроструктурой на установках типа УВНК-8П составляет 9–12 циклов плавок. После указанного количества проведенных циклов плавок необходимо провести чистку и освежение или же полную замену материала жидкокометаллического кристаллизатора. В противном случае резко возрастает процент брака отливок по показателям макроструктуры.

Исследованиями также установлена четкая взаимосвязь между теплопроводностью и другими качественными показателями алюминия, такими как отражательная способность поверхности шлифа [4], температурный интервал затвердевания [5].

Для оперативного контроля степени загряз-

ненности алюминия жидкокометаллического кристаллизатора, а, следовательно, и его теплопроводности, в производственных условиях разработан и предложен способ, основанный на замере температур ликвидуса и солидуса. Установлено, что снижение температуры ликвидуса ниже 655 °C, и, соответственно, солидуса – ниже 645 °C свидетельствует о критической степени загрязнения материала жидкокометаллического кристаллизатора и необходимости проведения его чистки, освежения или полной замены.

Вводы

Таким образом, установлено, что основной причиной отбраковки лопаток, полученных методом высокоскоростной направленной кристаллизации на установках типа УВНК-8П, является несоответствие требованиям, предъявляемым к макроструктуре.

Причиной возникновения указанного типа брака является снижение градиентов температур, обеспечивающих формирование направленной макроструктуры отливок, в результате неизбежного загрязнения материала жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации.

Установлено, что оптимальный срок эксплуатации исходно чистого алюминия как материала жидкокометаллического кристаллизатора составляет 9–12 циклов плавок, после чего необходимо проводить его чистку, освежение или полную замену.

Разработанный метод контроля загрязненности жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации позволяет осуществлять в производственных условиях постоянный контроль и оперативную корректировку его основного эксплуатационного показателя – теплопроводности в жидкоком виде при температурах ведения процесса, а в результате обеспечить получение качественных отливок с минимальным браком по макроструктуре.

Перечень ссылок

- Наумик В.В. Загрязнение жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации / В.В. Наумик // Вісник двигунобудування. – 2009. – № 2. – С. 73–75.
- Деклараційний патент 4291 Україна, МПК⁷ G 01 N 25/18 Пристрій для визначення тепlopровідності зразка матеріалу / Наумик В. В., Бялік Г. А., Луньов В. В. – заявл. 16.04.04 ; видано 17.01.05, Бюл. № 1.
- Наумик В. В. Изменение теплофизических свойств жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации при вакуумном литье жаропрочных сплавов / В. В. Наумик // Проблеми трибології. – 2006. – № 1. – С. 31–35.

4. Наумик В. В. Ускоренный метод контроля загрязненности жидкокометаллического кристаллизатора / Наумик В. В., Бялик Г. А. // Вісник двигунобудування. – 2006. – № 4. – С. 123–125.
5. Наумик В. В. Изменение температур затвердевания жидкокометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации / Наумик В. В. // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 1. – С. 91–95.

Поступила в редакцию 26.02.2010

V. V. Naumik

RECEIPT OF HIGH-QUALITY CASTINGS OF HEAT-RESISTANT NICKEL ALLOYS BY MEANS OF HIGH-SPEED DIRECT CRYSTALLIZATION ON УВНК-8П UNITS

Проведено статистичний аналіз виробничих даних про брак виливків із жароміцних нікелевих сплавів зі спрямованою макроструктурою. Встановлено, що найбільш перспективним напрямком підвищення виходу придатних виливків є забезпечення температурних градієнтів під час здійснення технологічного процесу. Визначено оптимальний термін експлуатації рідкометалевого кристалізатора, розроблено метод оперативного контролю його експлуатаційних властивостей.

Жароміцний нікелевий сплав, температурний градієнт, спрямована макроструктура, рідкометалевий кристалізатор, вакуумна плавка, тепlopровідність, статистичний аналіз, оперативний контроль

There is conducted statistical analysis of production data on defective castings made of heat-resistant nickel alloys with direct macrostructure. It is determined that the most perspective way for increasing the output of nondefective castings is to provide temperature gradients during technological process. There is determined optimum operating life of liquid-metal crystallizer. There is developed method of on-line control of its performance characteristics.

Heat-resistant nickel alloy, temperature gradients, direct macrostructure, liquid-metal crystallizer, vacuum melting, heat conductivity, statistical analysis, on-line control

УДК 621.74:669.018.44

Ю. В. Самойлов, д-р техн. наук Э. И. Цивирко, канд. техн. наук В. Е. Самойлов*Национальный технический университет, г. Запорожье*

ПОВЕРХНОСТНОЕ НАТЯЖЕНИЕ, СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЛИТЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ

В работе исследовано влияние поверхностного натяжения никелевых сплавов методом «лежащей капли». В качестве легирующих элементов использованы Ta, Zr, Cr, Ti, Co, Al, Nb, W и W-Re комплексы. Установлено, что химический состав никелевых сплавов существенно изменяет поверхностное натяжение расплава и, в итоге, макро- и микроструктуру, микротвердость литого металла.

Поверхностное натяжение, никелевый сплав, структура, легирующие элементы

Введение

В металургии и литьевом производстве поверхностные явления играют значительную роль. Физико-механические и служебные характеристики литых деталей в значительной степени зависят от размеров и расположения макро- и микророзерен металлической матрицы сплавов.

Изучение закономерностей образования новых фаз имеет большое значение для правильного понимания многих литьевых процессов, к ним, в первую очередь, относят возникновение зародышей при кристаллизации. Для начала выделения новой фазы необходимы центры кристаллизации, образование которых связано с затратой энергии на создание поверхности раздела. Одновременно с этим образование поверхности раздела вызывает рост энтропии, что способствует дроблению системы [1].

Критический размер зародыша, что отвечает максимальному выделению энергии, определяется по формуле

$$r_k = \frac{2MT\sigma}{L\rho_{\Delta}T}, \quad (1)$$

где M – молярная масса, кг/моль;

T – температура кристаллизации, К;

L – скрытая теплота кристаллизации, Дж/м³;

ρ – плотность расплава, кг/м³;

ΔT – переохлаждение, К;

σ – поверхностное натяжение на границе фаз, мДж/м².

Выходя из энергетического отношения образования зародышей, все центры кристаллизации, величина которых лежит в интервале $r < r_k$, растворяются в расплаве, а при $r > r_k$ становятся активными центрами и могут расти.

Работа образования зародыша критических размеров:

$$A = \frac{B\sigma^3}{(\Delta T)^2}, \quad (2)$$

© Ю. В. Самойлов, Э. И. Цивирко, В. Е. Самойлов, 2010

где B – величина, которая зависит от свойств жидкости, которая кристаллизуется, то есть от изменения ее общей свободной энергии [2].

Согласно приведенным зависимостям (1, 2) кристаллизации, на параметры структуры сплавов существенно влияет поверхностное натяжение расплава, управляемым которым, можно заметно улучшить качественные характеристики отливок, что является в настоящее время вполне актуальным.

Из отношения (2) видно, что, чем больше поверхностное натяжение тем большую работу нужно совершить для образования зародыша критического радиуса.

В настоящем исследовании изучали влияние поверхностного натяжения расплава на микротвердость, макро- и микроструктуру никелевых сплавов, легированных различными элементами.

Методика исследований

Навеска электролитического никеля или сплава массой $3,5 \pm 0,5$ г размещалась на электрокорундовой подложке в специальной установке (рис. 1) для определения поверхностного натяжения жидкого металла методом «лежащей капли». Навеска расплывалась в атмосфере очищенного аргона (рис. 2) при различных температурах (табл. 1), а геометрические параметры капли фиксировались фотокамерой. Полученные параметры позволяли получить следующие данные: поверхностное натяжение на границе металл – газ ($\sigma_{ж.г.}$), краевой угол смачивания (θ) и адгезию на границе металл-подложка (A_a).

Установлено, что температура нагрева жидкой капли никеля заметно влияет на краевой угол смачивания и стабильное состояние капли на подложке. В дальнейших экспериментах поддерживалась температура (1510 ± 5) °С, что максимально снижало взаимодействие жидкого никеля с подложкой ($A_a = 305$ мДж/м²).

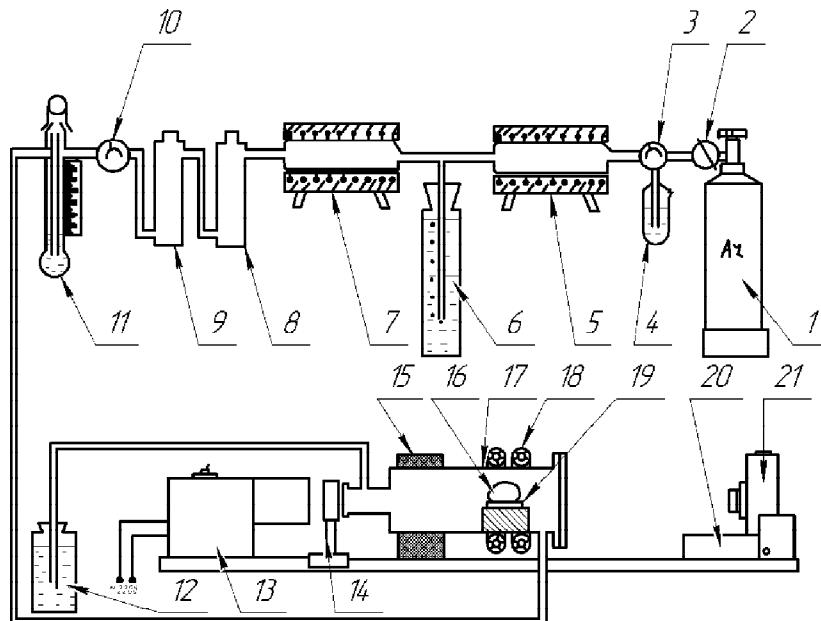


Рис. 1. Схема установки для определения поверхностного натяжения жидкого металла методом «лежащей капли»:

- | | |
|---|---------------------------------|
| 1 – баллон с аргоном; | 12 – колба; |
| 2 – редуктор; | 13 – проекционная лампа; |
| 3 – трехходовой кран; | 14 – линза; |
| 4 – дрэксель; | 15 – стойка крепления печи; |
| 5 – печь с восстановленной медью; | 16 – капля; |
| 6 – моностат; | 17 – печь из кварцевого стекла; |
| 7 – печь с палладиевым катализатором; | 18 – индуктор; |
| 8–9 – колонки з силикагелем и цеолитом; | 19 – подложка; |
| 10 – двухходовой кран; | 20 – стойка крепления камеры; |
| 11 – реометр; | 21 – фотокамера |

Таблица 1 – Влияние температуры на поверхностные характеристики никеля (подложка Al_2O_3)

$t, ^\circ\text{C}$	$\theta, \text{град}$	$\sigma_{\text{ж.с.}}, \text{мДж}/\text{м}^2$	$A_a, \text{мДж}/\text{м}^2$
1450	146	2337	400
1480	144	1467	280
1510	137	1134	305
1540	121	1053	511

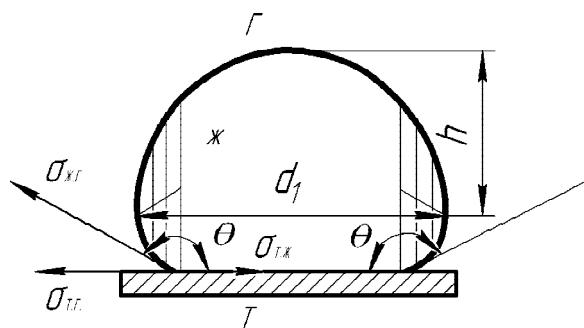


Рис. 2. Параметры взаимодействия капли жидкого металла с окружающей средой:

d_1 – максимальный диаметр капли;
 h – расстояние от максимального диаметра до вершины капли; θ – краевой угол смачивания

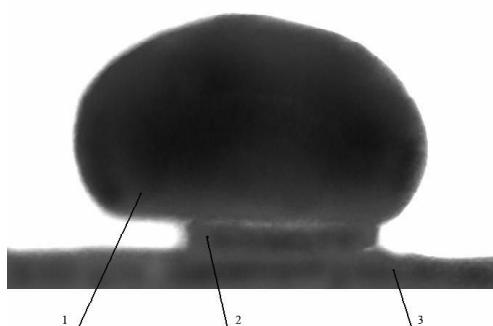


Рис. 3. Схема размещения образца и легирующей присадки на подложке:

1 – никелевый образец; 2 – легирующая присадка;
3 – подложка из Al_2O_3

В полученные капли электролитического никеля вводились такие легирующие элементы: tantal, цирконий, хром, титан, кобальт, вольфрам и ниобий. Введение легирующих элементов в никель осуществлялось по следующей технологии (рис. 3): расчетное количество легирующего элемента размещалось на подложке, сверху ложилась готовая капля никеля, комплекс двух металлов расплавлялся и выдерживался при температуре 1510 ± 5 °С. Геометрические параметры капли фиксировали фотокамерой для последующего определения поверхностных характеристик. Массовая доля легирующих элементов составила 2,17...4,87 %. Из полученных затвердевших капель изготавливали металлографические шлифы, на которых измеряли микротвердость на микротвердометре «Micromet» фирмы «Buehler» при нагрузке 0,1Н, а также изучали макро- и микроструктуру. Макроструктуру металла выявляли с помощью травителя, состоящего из 80 % HCl и 20 % H₂O. Микроструктуру – в реактиве Марбле.

Сплав ЭИ 435 ГОСТ 5632–85 (Ni – основа; Cr – 20 %; Ti – 0,35 %) легировали следующими элементами: титаном, вольфрамом, tantalом, кобальтом, ниобием, алюминием и цирконием по 34 % каждого, а также вольфрам-рениевым сплавом из расчета введения W = 3,2...3,8 % и Re = 0,2...0,8 %. Исследования проводили по той же методике, что и с никелем.

Травление на макроструктуру осуществляли в реактиве «Фри»: 27 г FeCl₃; 36 мл HCl; 30 мл H₂O.

Средние размеры макро- и микрозерен как никеля, так и сплава определяли методом секущих.

Обсуждение результатов

Измерениями показателей поверхностного натяжения установили, что заметно уменьшил краевой угол смачивания никеля ниобий (на 18 град). Остальные легирующие элементы практически не изменяли краевой угол смачивания (131 ± 5 град). В то же время легирующие элементы существенно изменили поверхностное натяжение жидкого никеля. Тантал увеличил поверхностное натяжение, по сравнению с никелевым сплавом, на 107 мДж/м², а цирконий, титан и вольфрам снизили на 286 мДж/м², 280 мДж/м², 267 мДж/м² и 101 мДж/м², соответственно. Влияние кобальта и хрома на поверхностное натяжение никеля было минимальным (менее 7 %) (табл. 2).

Установлено, что легирование увеличивает взаимодействие жидкого металла с материалом подложки (Al₂O₃) по сравнению с чистым никелем. Адгезия (A_d) при всех вариантах легирования возросла, причем максимально – при введении ниobia – на 132 мДж/м² (табл. 2).

Легирование никеля исследуемыми элементами изменяло средние размеры макрозерна. Существенное измельчение макрозерна произошло при легировании никеля цирконием, титаном, а укрупнение – при легировании tantalом и хромом. Математическая обработка полученных экспериментальных данных показала, что с увеличением поверхностного натяжения ($\sigma_{ж.э.}$) под влиянием легирования размеры макрозерен растут

$$d_{ср.макро} = 2 \cdot 10^{-17} \sigma_{ж.э.}^{5,493}, \text{ мм } r = 0,88 \pm 0,05. (3)$$

Микроструктура чистого никеля (рис. 4, а) представляла собой γ -твердый раствор с наличием эвтектики, располагающейся преимущественно по границам зерен. Аналогичную структуру имеет никель, легированный кобальтом (рис. 4, г). При легировании никеля tantalом, хромом, вольфрамом и ниобием микроструктура представляла собой γ -твердый раствор с наличием карбидов. После легирования никеля цирконием (рис. 4, д) в микроструктуре γ -твердого раствора присутствовала эвтектика типа $\gamma+(Ni_3Zr)$. Присадка титана приводила к появлению совместно с γ -твердым раствором карбидов и интерметалличной фазы типа Ni₃Ti (рис. 4, б). Легирование никеля исследуемыми присадками существенно изменило размеры микрозерен. Заметно измельчили микрозерно цирконий, титан, ниобий. Увеличение размеров микрозерен произошло после введения в никель tantalа и хрома. Установили, что с увеличением поверхностного натяжения растет средний размер микрозерна в никеле:

$$d_{ср.микро} = 4 \cdot 10^{-5} \sigma_{ж.э.}^2, \text{ мкм } r = 0,88 \pm 0,06. (4)$$

Изучение связи средних размеров макро- и микрозерен (5) показало что с ростом размеров микрозерен увеличились и размеры макрозерен:

$$d_{ср.макро} = 30,64 \cdot d_{ср.микро} + 21,884, \text{ мкм } r = 0,94 \pm 0,04. (5)$$

Легирующие элементы в ряде случаев заметно изменили микротвердость никеля. Существенно повысили микротвердость цирконий и ниобий. Установили, что с увеличением поверхностного натяжения микротвердость заметно уменьшается ($R = 0,77$).

Изучение влияния структуры легированного никеля на микротвердость показало, что с измельчением макро- и микрозерен твердость металлической матрицы возрастает (табл. 2).

В сплаве ЭИ 435 заметно уменьшил краевой угол смачивания титан (на 70 град), остальные легирующие элементы его практически не изменили (145 ± 5 град). Все легирующие элементы уменьшили поверхностное натяжение сплава ЭИ 435, но наиболее существенно – алюминий (на 2271 мДж/м²) (табл. 2).

Таблица 2 – Результаты исследований никеля и сплава ЭИ 435

Присадка	Массовая доля %	$\sigma_{\text{ж.э.}}$, МДж/м ²	θ°	A_a , мДж/м ²	$d_{\text{ник}}$, мкм	$d_{\text{мак}}$, мм	Микротвердость HV, МПа
никель							
–	–	1134	137	305	43	0,9	1612
Ta	2,34	1241	135	363	80	1,8	1697
Zr	2,17	854	126	352	30	0,1	2119
Cr	2,23	1160	136	326	64	1,1	1560
Ti	2,31	867	127	345	33	0,2	1865
Co	2,33	1058	135	310	42	0,8	1633
W	4,87	1033	130	369	36	0,7	1795
Nb	4,33	848	119	437	34	0,5	2343
ЭИ 435							
–	–	2687	145	486	70	2	2395
Ti	4	1361	75	1713	28	1,75	4413
W	4	2051	143	413	46	1,5	2842
Ta	4	2420	145	438	40	2	2636
Co	4	1198	144	229	38	1,85	2667
Nb	4	2393	148	364	37	1,75	3712
Al	4	416	150	56	25	0,6	3394
Zr	3	1433	146	245	30	0,76	2561
W	20	1460	119	752	30	0,3	2667
W+Re	3,8+0,2	2638	147	426	46	0,85	2942
W+Re	3,2+0,8	1514	132	501	47	0,5	3123

При этом установлено, что при всех вариантах легирования изменяется взаимодействие сплава с материалом алюминиевой подложки. Алюминий максимально снижает ($A_a = 56 \text{ мДж/м}^2$) это взаимодействие, а титан максимально усиливает ($A_a = 1713 \text{ мДж/м}^2$).

Легирование сплава ЭИ 435 исследуемыми элементами изменяло размеры макрозерна. Существенное измельчение макрозерна произошло при легировании сплава алюминием, цирконием и вольфрам-рениевым комплексом. Практически не изменял макрозерно tantal. Полученная зависимость (6) показала, что при увеличении поверхностного натяжения сплава под влиянием легирования размеры макрозерен растут

$$d_{\text{ср.макро}} = 0,0004\sigma_{\text{ж.э.}} + 0,4929, \text{ мм } r = 0,47 \pm 0,15. (6)$$

Микроструктура исходного сплава ЭИ 435 (рис. 5, *a*) представляет собой гетерогенную систему, состоящую из γ -твердого раствора на основе никеля с наличием карбидов типа MeC.

Структура сплава, в который вводили 4 %Ti (рис. 5, *b*), состоит из γ -матрицы, карбидов, упорочняющей интерметаллидной γ' -фазы типа (Ni_3Ti) с наличием значительного количества крупных частиц оксинитридов и нитридов титана.

В структуре образцов с присадкой 4 %W (рис. 5, *c*) наблюдается выделение интерметаллида типа WNi_4 , а при наличии в сплаве рения, наряду с интерметаллидами, образуется эвтектика типа $(\gamma - WNi_4)$, располагающаяся в междендритных пространствах. Введение вольфрама, в особенности в присутствии рения, способствует уменьшению размеров дендритной ячейки и структурных составляющих.

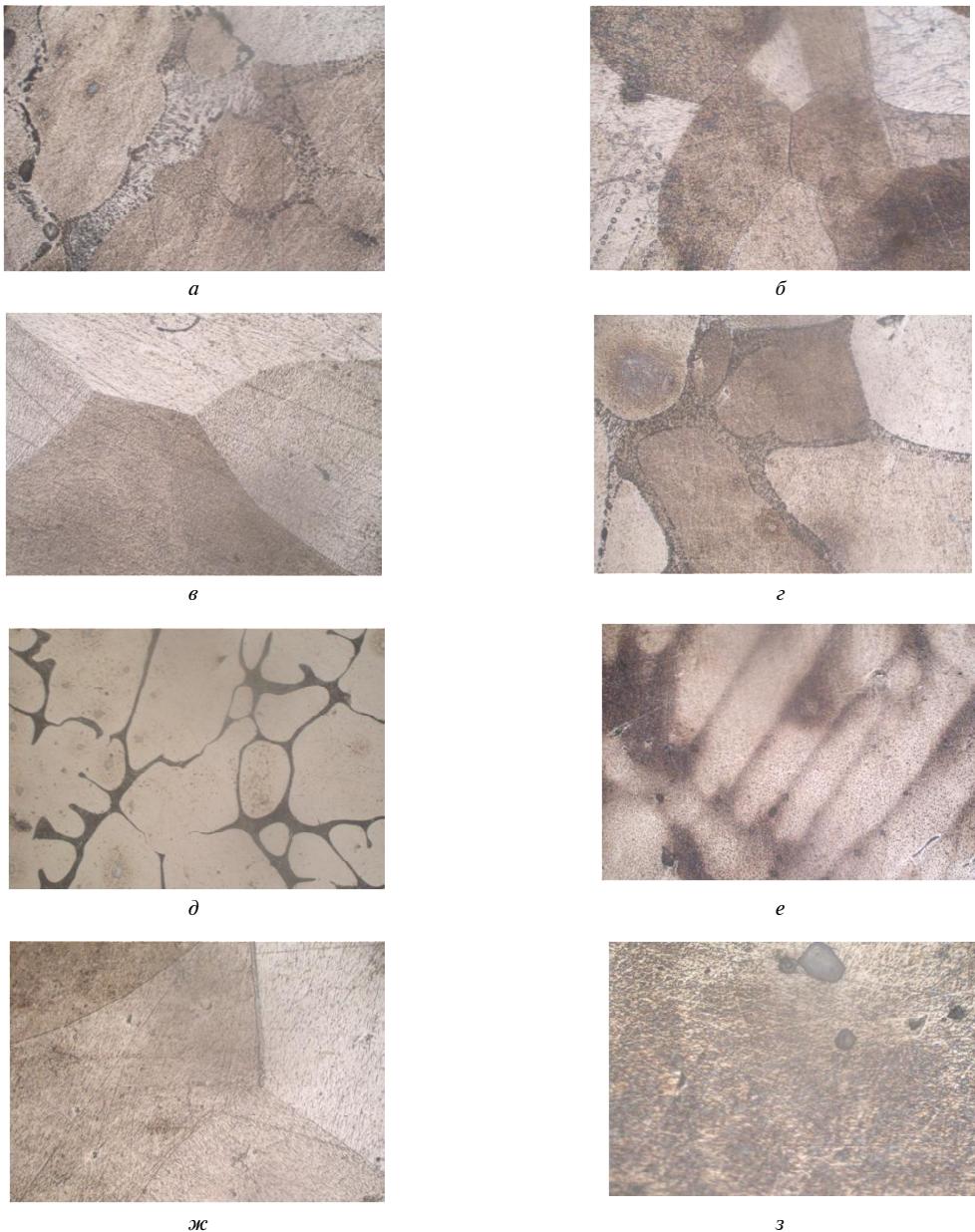


Рис. 4. Микроструктура легированного никеля ($\times 500$):

a – без легирования; *б* – Ti; *в* – Ta; *г* – Co; *д* – Zr; *е* – W; *ж* – Cr; *з* – Nb

Для структуры образцов с присадками 4 %Ta (рис. 5, *г*) и 4 %Nb (рис. 5, *е*) характерно выделение из твердого раствора упрочняющей интерметаллидной фазы Ni_3Ta и Ni_3Nb , соответственно. Кроме того, в структуре образцов также присутствуют достаточно крупные включения окислов и карбидов.

Микроструктура сплава с присадкой 4 %Co (рис. 5, *д*), представляет собой твердый раствор кобальта в Ni–Cr γ -матрице с наличием незначительного количества мелких окислов и карбидов.

Введение в сплав циркония (34 %) (рис. 5, *з*), способствует образованию эвтектики типа (γ –

Zr_2Ni), располагающейся по границам зерен, а также интерметаллида Zr_2Ni .

Структура сплава, в который вводили 4 %Al (рис. 5, *ж*), состоит из γ -матрицы, карбидов и упрочняющей интерметаллидной γ' -фазы типа Ni_3Al .

Легирование сплава ЭИ 435 исследуемыми присадками уменьшило размеры микрозерна, с увеличением поверхностного натяжения растет его средний размер

$$d_{ср.микро} = 4 \cdot 10^{-6} \sigma_{жс.г.}^2 - 0,0003 \sigma_{жс.г.} + 26,439, \text{ мкм}$$

$$r = 0,72 \pm 0,08. \quad (7)$$

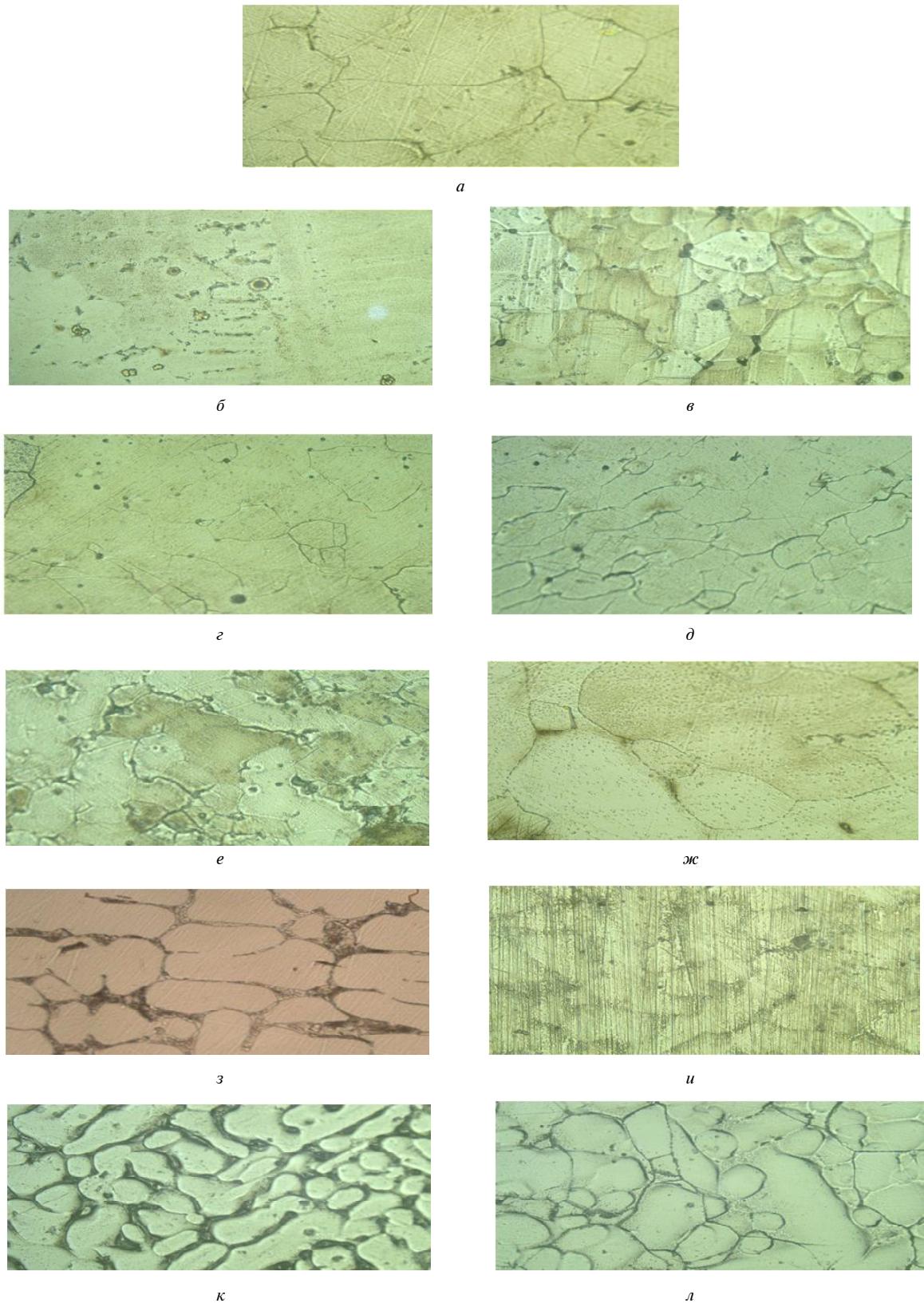


Рис. 5. Микроструктура легированного сплава ЭИ 435 ($\times 500$):

a – исх.; *б* – Ti 4 %; *в* – W 4 %; *г* – Ta 4 %; *д* – Co 4 %; *е* – Nb 4%; *жс* – Al 4 %; *з* – Zr 3 %; *и* – W 20 %;
к – W 3,8 % + Re 0,2 %; *л* – W 3,2 % + Re 0,8 %

Определение связи средних размеров макро- и микрозерен (8) показало, что однозначной связи этих параметров для данного сплава не наблюдается

$$d_{ср.макро} = 0,0199 d_{ср.микро} + 0,4708 \text{ ,мм } r = 0,38. (8)$$

Изучение влияния микроструктуры легированного сплава на микротвердость показало, что с измельчением микрозерна микротвердость возрастает (табл. 2).

Выводы

1. Легирование никеля и сплава ЭИ 435 элементами, используемыми для получения разнообразных жаропрочных никелевых сплавов, изменяет характеристики поверхностного натяжения сплава.

2. С повышением поверхностного натяжения при легировании никеля и сплава ЭИ 435 в литом металле увеличиваются размеры макро- и микрозерен.

3. Заслуживает внимания влияние легирующих элементов, а, соответственно, и поверхностного натяжения на микротвердость, что может заметно изменять физико-механические и служебные характеристики изделий из никелевых сплавов.

4. Результаты исследований показали, что между поверхностным натяжением, структурой и механическими свойствами, существуют зависимости.

Перечень ссылок

1. Васильев В. А. Физико-химические основы литьевого производства : [уч. для вузов]. – М. : «Интермет Инжиниринг», 2001. – 336 с.
2. Теоретичні основи ливарних процесів : навч. посібник / Л. П. Горюшкіна. – К. : НМК ВО. – 1993. – 288 с.

Поступила в редакцию 06.07.2009

Yu. V. Samoylov, E. I. Tsivirko, V. Ye. Samoylov

SURFACE TENSION, STRUCTURE AND PROPERTIES OF CAST HEAT-RESISTANT NICKEL ALLOYS

У роботі досліджено вплив поверхневого натягу нікелевих сплавів методом «лежачої краплі». У якості легуючих елементів використані Ta, Zr, Cr, Ti, Co, Al, Nb, W і W-Re комплекси. Встановлено що хімічний склад нікелевих сплавів істотно змінює поверхневий натяг розплаву і, у результаті, макро- і мікроструктуру, мікротвердість литого металу.

Поверхневий натяг, нікелевий сплав, структура, легуючі елементи

There is investigated influence of surface tension of nickel alloys by «flat drops» method. Ta, Zr, Cr, Ti, Co, Al, Nb, W and W-Re complexes are used as alloying elements. It is determined that chemical composition of nickel alloys substantially changes surface tension of the melt and, as a result, macrostructure and microstructure, microhardness of cast metal.

Surface tension, nickel alloy, structure, alloying elements

А. Г. Темченко, Н. В. Кияновский, Е. В. Бондарь, В. В. Рубаненко, Д. А. Котляр

Технический университет, г. Кривой Рог

ЗАМЕНА ТРАДИЦИОННЫХ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТОЙ ШЕВРОННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛИ ВАЛ-ШЕСТЕРНЯ НА БАЗЕ CAD/CAM POWERSOLUTION (DELCAM)

В работе рассмотрен метод получения сложного зубчатого профиля детали с использованием современных многооперационных станков. Акцентировано внимание на возможности получать такие поверхности без применения сложного и специального оборудования.

Зубчатая шевронная поверхность, вал-шестерня, фреза, многооперационный станок

Введение

Традиционные технологии изготовления зубчатой шевронной поверхности предполагают наличие специальных фрезерных станков, специального инструмента для обработки зубчатой шевронной поверхности методом копирования или обкатыванием, оборудования для выполнения отделочных работ. Наличие этих требований удерживает многие предприятия от принятия заказов на выпуск изделий, содержащих шевронные зубчатые передачи, так как это обязывает к приобретению большого количества дорогостоящего оборудования [1].

Задачи работы

Обеспечить технологическую подготовку и изготовление шевронных зубчатых колес на современных многооперационных станках при минимальной трудоемкости и стоимости подготовительных и производственных операций.

Целью работы является повышение эффективности механической обработки зубчатой шевронной поверхности.

Программа достижения результата: разработка методики использования программных продуктов, реализация методики на конкретном примере, создание доказательств эффективности универсального метода получения изделия.

Методы решения задачи

Задача разработки была разделена на 2 этапа: конструкторской подготовки производства (моделирование в PowerSHAPE) и технологической (обработка в PowerMILL) [2].

1 Построение детали вал-шестерня в программе PowerShape

1.1 Создание зубчатого профиля

Строим цилиндр, диаметр которого соответствует делительному диаметру шестерни. Длину принимаем немного больше от ширины зубчатой поверхности, т.е. равной 130 мм.

Для создания косозубой вал-шестерни необходимо построить спираль, которая будет траекторией движения сечения зуба при последующем построении детали.

С помощью команды «Кривая/Создать спираль» создаем спираль, задаем длину, равную длине цилиндра, а именно 130 мм, и количество витков.

Для определения количества витков используем формулу:

$$n = \frac{H \cdot \operatorname{ctg}\beta}{\pi \cdot D}, \quad (1)$$

где $H = 130$ мм – высота спирали, $\beta = 31^{\circ}30'$ – угол наклона, $D = 204,072$ мм – делительный диаметр зубчатого колеса. Подставим все значения в формулу и получим:

$$n = \frac{130 \cdot \operatorname{tg}31,5}{3,14 \cdot 204,072} = 0,124.$$

Создаем плоскость, перпендикулярную к концу спирали, которая необходима для построения сечения зуба. Изображаем делительный диаметр в данной плоскости (рис. 1).

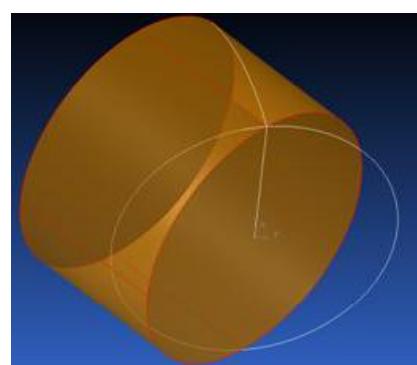


Рис. 1. Плоскость для построения сечения зуба

Строим сечение зуба с использованием программы ZubEx. На рис. 2 представлены шаги диалога с программой.

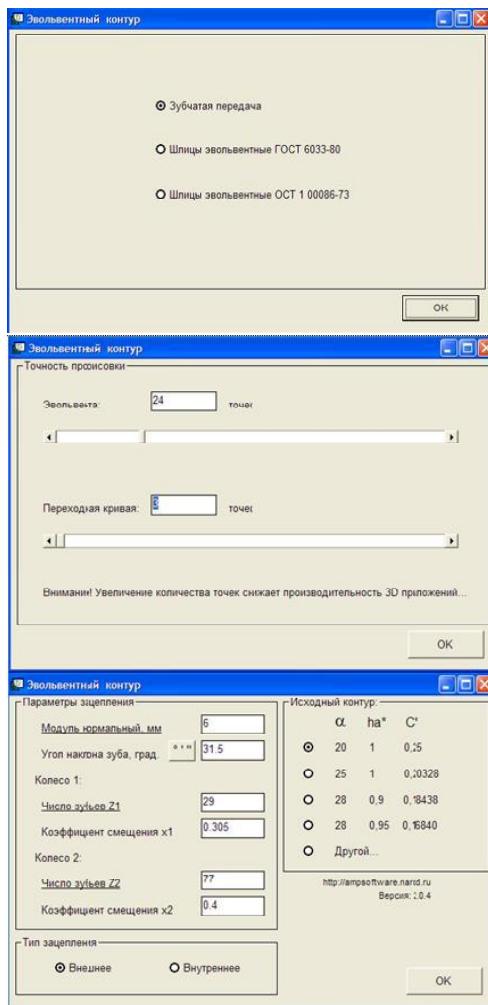


Рис. 2. Работа с программой ZubEx

Таблица 1 – Координаты опорных точек

№	X, мм	Y, мм	X, прирост	Y, прирост	№	X, мм	Y, мм	X, прирост	Y, прирост
1	4,666402	0	4,666402	0	17	-1,671511	5,199897	0,4512261	0,205673
2	4,666402	1,38507	0	1,38507	18	-2,139461	5,413006	0,46795	0,213109
3	4,629749	1,634167	0,036653	0,249097	19	-2,606673	5,633382	0,467212	0,220376
4	4,477796	2,117779	0,151953	0,483612	20	-3,073119	5,860873	0,466446	0,227491
5	4,221778	2,568594	0,256018	0,450815	21	-3,538771	6,095339	0,465652	0,234466
6	3,630107	3,157471	0,591671	0,588877	22	-4,003601	6,336656	0,46483	0,241317
7	3,026916	3,490284	0,603191	0,332813	23	-4,467578	6,584708	0,463977	0,248052
8	2,56915	3,646595	0,457766	0,156311	24	-4,930675	6,83939	0,463097	0,254682
9	2,095636	3,782799	0,473514	0,136204	25	-5,392861	7,100605	0,462186	0,261215
10	1,622665	3,929163	0,472971	0,146364	26	-5,854106	7,368263	0,461245	0,267658
11	1,150248	4,085099	0,472417	0,155936	27	-6,31381	7,642282	0,459704	0,274019
12	0,678402	4,250132	0,471846	0,165033	28	-6,773655	7,922582	0,459845	0,2803
13	0,097791	4,466184	0,580611	0,216052	29	-7,231897	8,209093	0,458242	0,286511
14	-0,263495	4,60598	0,361286	0,139796	30	-7,689077	8,501745	0,45718	0,292652
15	-0,733501	4,79618	0,470006	0,1902	31	-8,145163	8,800476	0,456086	0,298731
16	-1,2202849	4,994224	0,4867839	0,198044	32	-10,893221	10,600416	2,748058	1,79994

Рассмотрим профиль зуба и создадим систему координат в точке пересечения делительного диаметра и оси. Определим координаты опорных точек для построения контура (рис. 3).

Значения опорных точек представлены в таблице 1.

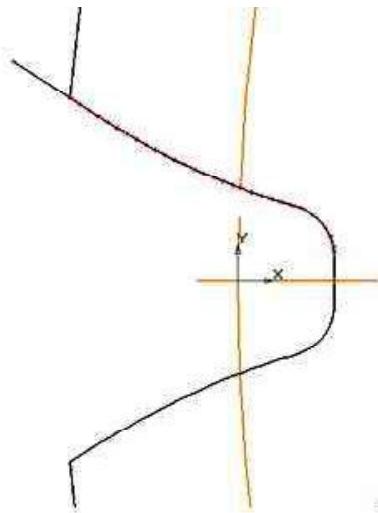


Рис. 3. Опорные точки зубчатого профиля

Строим профиль зуба в плоскости, которая перпендикулярна концу спирали, создаем замкнутый контур (рис. 4).

На рис. 4 видно, что профиль зуба движется по траектории неправильно, а именно, без пропорачивания. Для этого создадим еще одну систему координат на другом конце траектории и вставим профиль зуба, но с поворотом, величина которого определяется по формуле:

$$J = 360^\circ n = 360^\circ \cdot 0,124 = 44^\circ 38'. \quad (2)$$

На рис. 5 изображено правильное расположение профилей зуба на обоих концах спирали.

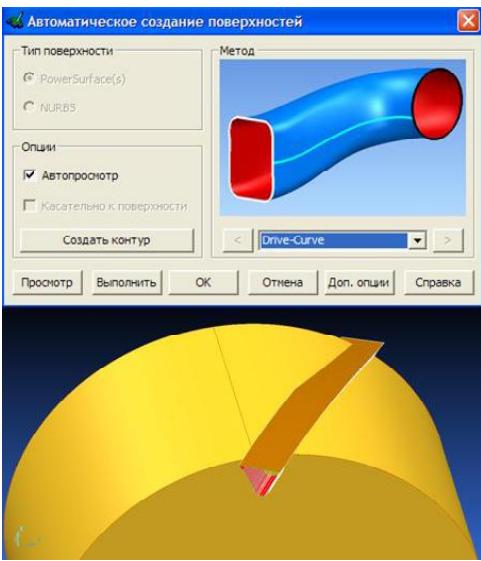
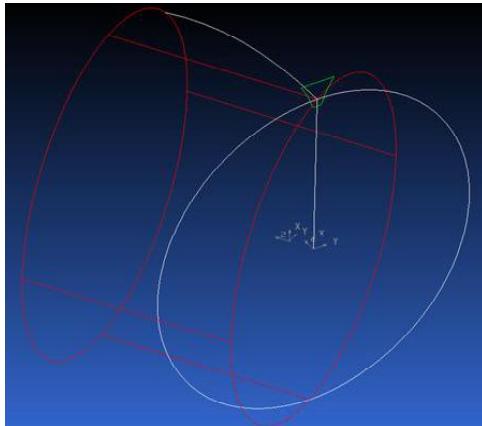


Рис. 4. Построения профиля зуба

Объединив два построенных элемента, используем операцию «Элемент/Вычесть выбранные тело, поверхность или символ из активного тела». С помощью команды «Показать главные опции/Создать массив» создаем массив по окружности, предварительно выбрав элемент массива и его количество, получаем тело шестерни.

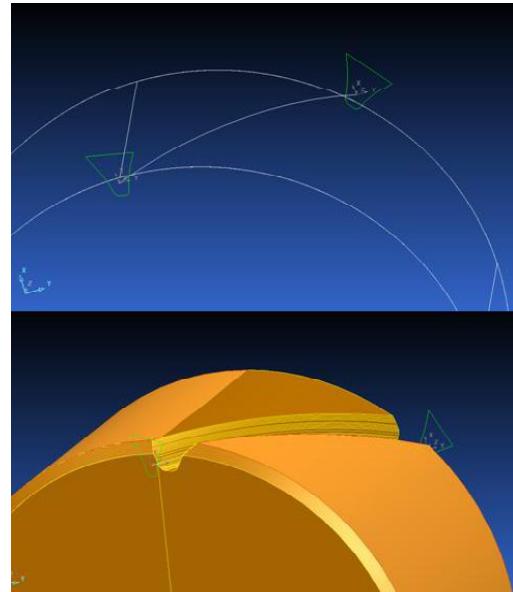


Рис. 5. Правильное расположение профилей зуба на обоих концах спирали

Строим симметричный элемент зубчатой поверхности на расстоянии 37,5 мм от торца шестерни

С помощью команды «Показать главные опции /Отразить, создать симметричный объект» показываем плоскость XY созданной системы координат.

1.2 Создание остальных элементов детали вала-шестерня

Следующими шагами являются построение остальных частей детали, которые реализуются через построение профиля и использование операции вращения вокруг оси Z (рис. 8).

Деталь вал-шестерня имеет также шлицевой венец на одном из концов. Построение профиля проведем также с помощью программы ZubEx.

На рис. 9 представлены шаги диалога с программой.

По аналогии с предыдущим расчетом строим шлицевой профиль вала-шестерни.

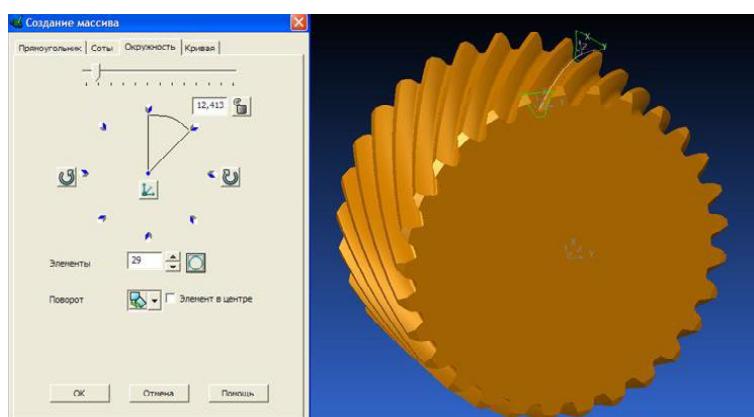


Рис. 6. Полученное тело шестерни

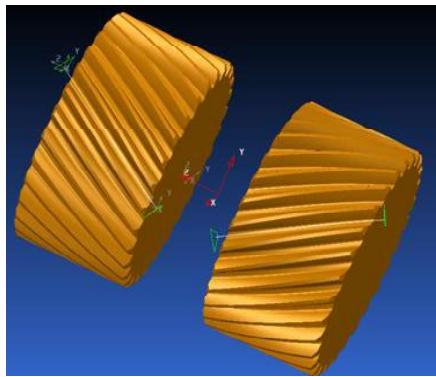


Рис. 7. Построение симметричной зубчатой поверхности

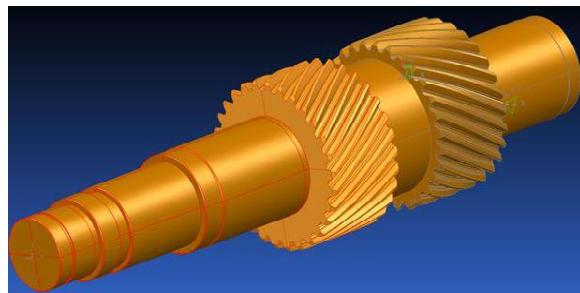


Рис. 8. Построение тела вращения детали

Фотореалистичное отображение построенной детали вал-шестерня представлено на рис. 11.

2 Разработка технологической операции изготовления зубчатой шевронной поверхности в программе PowerMill

Импортируем деталь в среду программы PowerMill. Выбираем заготовку детали. В качестве заготовки используем аналогичную деталь вал-шестерню, но без зубчатой поверхности.

Обработку проводим пальцевой модульной фрезой. Для этого вначале создадим контур фрезы. В отдельный файл копируем контур (профиль) зуба, который был построен в предыдущем разделе. Убираем левую половину контура (рис. 12) и сохраняем с расширением «*.dkg».

Фрезу ориентируем таким образом к оси детали, чтобы обеспечивалась правильная обработка профиля зуба. Задаем режимы резания: скорость резания 90 м/мин, подачу – 0,1 мм/зуб. Все остальные величины принимаем соответственно к рекомендуемым программой.

Создаем шаблон обработки детали вал-шестерня. В PowerShape создаем спираль в 0,124 оборота, длиной 112,5 мм, радиусом 97,3696 мм, которая отвечает проекции спирали делительного диаметра. С помощью команды создания массива по окружности и отображения относительно заданной плоскости симметрии, получим шаблон (рис. 13).

Выбираем стратегию обработки. Среди предложенных – выбираем обработку «по шаблону»

и задаем параметры обработки, в результате получаем траекторию обработки детали вал-шестерня.

Таким образом, получили обработку зубчатой шевронной поверхности детали, время обработки составляет 25 минут и 42 секунды. Проводим формирование кода программы.

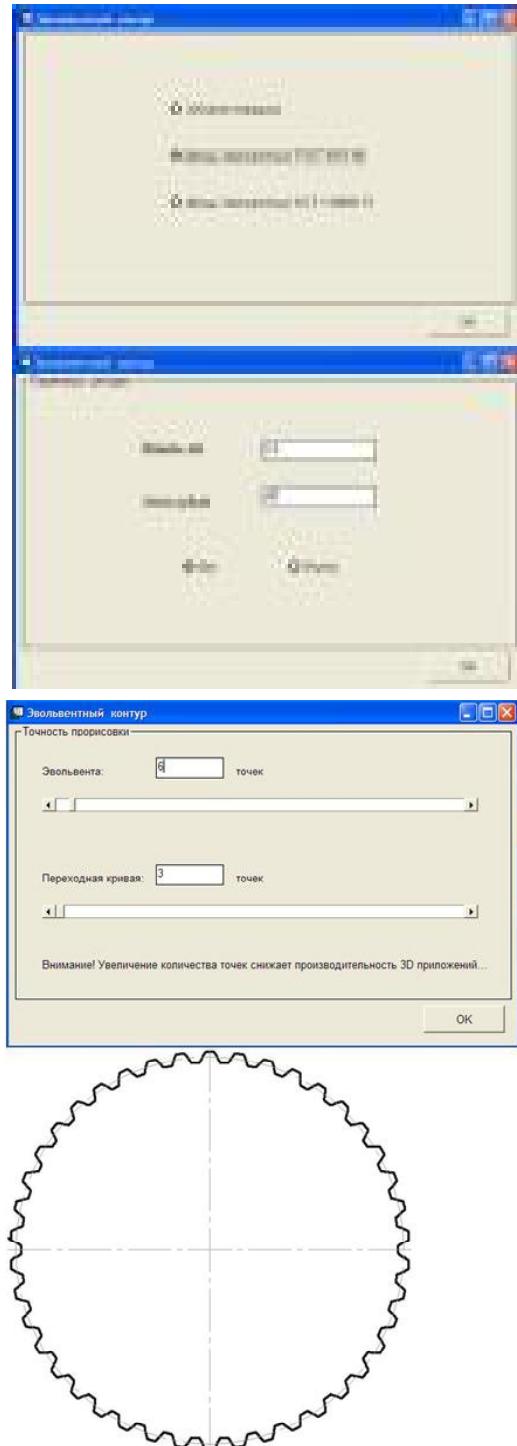


Рис. 9. Полученный шлицевой профиль

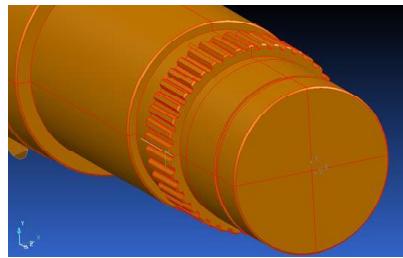


Рис. 10. Шлицевый профиль

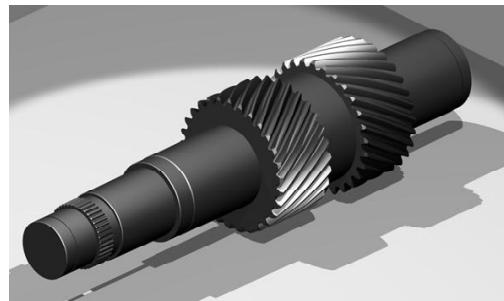


Рис. 11. Деталь вал-шестерня

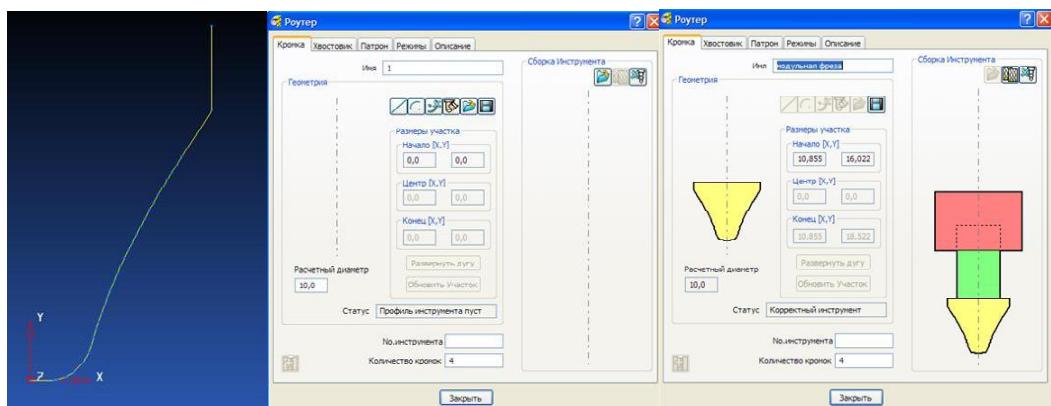


Рис. 12. Созданный профильный инструмент

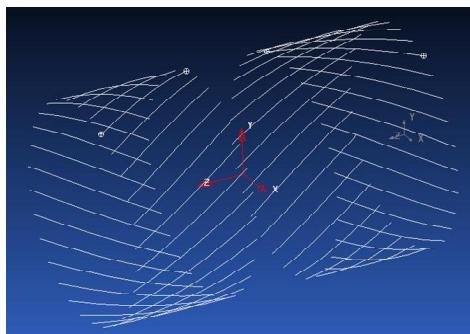


Рис. 13. Шаблон

Заключение

Данная работа имеет большую практическую ценность в области технологии обработки зубчатых поверхностей. Детально рассмотрены последовательность построения и задание параметров обработки данных поверхностей на современных станках с числовым программным управлением. В процессе работы были достигнуты результаты, которые показывают значительное сокращение времени обработки и использование одного станка с ЧПУ вместо двух специальных зубообрабатывающих. Согласно теоретическим расчетам внедрение данных технологий позволит:

- сократить в 1,5–2 раза цикл создания изделия (от проектирования до выпуска);

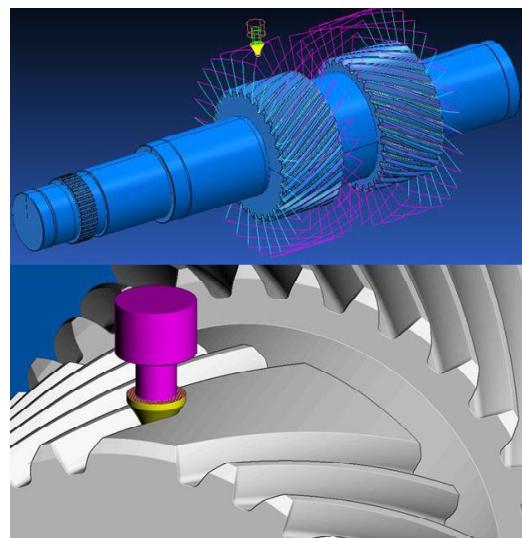


Рис. 14. Полученная траектория обработки детали вал-шестерня

- снизить материалоемкость изделия на 20–25 %;
- уменьшить затраты на производство на 15–20 %;
- повысить качество изделия и конкурентоспособность предприятия.

В работе детально рассмотрены все этапы конструкторской подготовки производства с описа-

нием всех проблем и сложностей, которые возникают при решении задач подобного типа.

Перечень ссылок

1. Криськов О. Д. САПР операцій механічної обробки. Математичне моделювання технологічних процесів / Криськов О. Д. – Кіровоград : КНТУ, 2004. – 75 с.
2. Международный САМ-Форум во Львове / Елена Полонская // Компьютерное проектирование и технический документооборот (КПД) CAD/CAM/CAE/PDM в Украине. – 2008. – № 4–5 (8). – С. 26–31.

Поступила в редакцию 10.07.2009

A. G. Temchenko, N. V. Kiyanovsky, E. V. Bondar, V. V. Rubanenko, D. A. Kotlyar

**REPLACEMENT OF TRADITIONAL MANUFACTURING METHODS OF
TOOTHED HERRING-BONE SURFACE OF THE GEAR SHAFT PART
BASED ON CAD/CAM POWERSOLUTION (DELCAM)**

В роботі розглянуто метод отримання складного зубчатого профілю деталі з використанням сучасних багатоопераційних верстатів. Акцентовано увагу на можливостях отримувати такі поверхні без використання складного і спеціального обладнання.

Зубчаста шевронна поверхня, вал-шестерня, фреза, багатоопераційний верстат

There is reviewed method for achievement of complex toothed shape of the part by means of modern multioperational machines. It is emphasized that it is possible to get such surfaces without any complex and special equipment.

Toothed herring-bone surface, gear shaft, milling, multioperational machine

**Канд. техн. наук Г. В. Пухальська¹, Г. В. Карась²,
В. В. Голощапова², Т. О. Панченко¹**

¹ Національний технічний університет, ² ВАТ «Мотор Січ»; м. Запоріжжя

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЧАСТОТ ВЛАСНИХ КОЛІВАНЬ У ВИРОБНИЦТВІ ВІДЦЕНТРОВИХ КОЛЕС

Рекомендовано діапазон частот власних коливань лопаток відцентрового колеса. Встановлена залежність між частотами власних коливань лопаток відцентрового колеса та площею прошарку матеріалу, що знімається. Розроблено практичні рекомендації по впливу на частоти власних коливань моноколеса.

Відцентрове колесо, частоти, власні коливання, лопатка, діапазон

Профільна частина лопатки відцентрового колеса є тим елементом, відхилення у виготовленні якого призводять до погіршення газодинамічних характеристик компресора. Нерівномірний знос пера лопатки по довжині призводить до зміни віброчастотних характеристик в сторону зсуву частот власних коливань в резонансні зони, що знижує можливий резерв міцності деталі й всього авіадвигуна [1]. Забезпечення достатньої віброміцності лопаток відцентрового колеса є одним з важливих і найбільш важких завдань в авіаційному двигунобудуванні.

Моноколеса працюють в умовах підвищених температур при статичній і вібраційній напруженості. Тривала дія підвищених температур у поєднанні з механічною напруженістю породжує з часом зміни властивостей сплавів, пов'язані із структурними фізико-хімічними перетвореннями. При цьому з'являються деякі особливості, не властиві сплавам в умовах нормальних температур, а саме: повзучість, релаксація, стомлюваність під дією тривалого статичного навантаження, охрупчуваність.

Вимушенні коливання моноколес викликають сили, що виникають унаслідок нерівномірності повітряного потоку в проточній частині двигуна. Чим більше ця нерівномірність, тим більшими будуть амплітуди гармонік і інтенсивність резонансних коливань лопаток, що збуджуються цими гармоніками.

Лопатки відцентрового колеса збуджуються коливаннями декількох форм. Небезпечною формою буде та, власна частота якої при деякому числі обертів співпаде з частотою сил збудження коливань. Частоту коливань можна визначити розрахунковим шляхом або експериментально [2].

Виходячи з вищесказаного, дослідження частот власних коливань відцентрового колеса є актуальним практичним і науковим завданням.

Мета роботи – експериментально встановити

діапазон частот власних коливань лопаток відцентрового колеса, надати практичні рекомендації по впливу на частоти власних коливань за допомогою зміни питомої ваги лопаток моноколеса.

Об'єктом дослідження є відцентрове колесо двигуна АИ 450-МС з титанового сплаву ВТ8-1. Блінг компресора по конструкції є цілісним відцентровим колесом напівзакритого типу з одностороннім входом повітря [3].

Визначення діапазону частот власних коливань лопаток відцентрового колеса

Внесок різних елементів конструкції робочого колеса в утворення загальної асиметрії може бути різноманітним. Зрозуміло, що виготовити дискову частину робочого колеса з високим ступенем симетрії легше, ніж забезпечити високий ступінь ідентичності великої кількості однотипних лопаток, що закріплені на ній. Для забезпечення найбільшої динамічної ідентичності лопаток, зокрема, допусків на геометричні розміри, встановлюють жорсткі допуски на деякі їх власні частоти. Частіше це частоти першої форми коливань. Такі частоти контролюють, а лопатки, що не відповідають допуску на частоту, або доопрацьовують, або бракують [4].

Частотний контроль лопаток є:

а) одним із засобів боротьби з небезпечними коливаннями лопаток;

б) одним із заходів забезпечення стабільності технології виробництва.

Велике значення для запобігання небезпечним пружнім коливанням придало попереднє визначення частот і форм власних коливань деталі методом штучного їх збудження.

На виробництві визначення частот власних коливань здійснюється за першою формулою на універсальній установці для автоматизованого частотного контролю лопаток моноколес ГТД «Мікат-ЧКМ».

Установка призначена для здійснення технологічної операції частотного контролю лопаток моноколес осьових і відцентрових рівнів ГТД.

Установка працює в автоматизованому режимі й забезпечує:

- тестування точності виміру частот за контрольними зразками;
- почергове демпфування всіх лопаток моноколес, окрім тієї, що контролюється;
- автоматичний пошук власної частоти коливань лопатки, що контролюється, з відображенням її на моніторі персонального комп'ютера (ПК) і фіксацією її в пристрої ПК, що запам'ятовує;
- реєстрацію результатів в протоколах частотного контролю.

Відцентрове колесо базується на підставці та здійснюється почергове демпфування великих лопаток (рис. 1).



Рис. 1. Установка для збудження та демпфування лопаток

За період виготовлення відцентрового колеса для двигуна АИ 450-МС з титанового сплаву ВТ8-1, було проконтрольовано 10 колес, кожне з яких має 9 великих лопаток.

При статистичній обробці результатів вимірювань використано програмний додаток Excel MS Office для операційної системи Windows та спеціальні програми Agrapher та Sigma Plot для операційної

системи Windows 2000.

Було встановлено, що величини частот власних коливань великих лопаток колеса розподілені за нормальним законом розподілу (розподіл Гауса) [5]:

$$m(y) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i, \quad (1)$$

$$D(y) = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n [y_i - m(y)]^2, \quad (2)$$

$$S(y) = \sqrt{D(y)}, \quad (3)$$

$$\nu = \frac{S}{m} * 100, \quad (4)$$

$$y_{\min-2} = (m - 2S), \quad (5)$$

$$y_{\min-3} = (m - 3S), \quad (6)$$

y_i – значення відповідної характеристики i -го зразка;

n – об'єм вибірки даних;

m – середнє значення відповідної характеристики (вибіркова середнє);

D – незміщена оцінка дисперсії (вибіркова оцінка) відповідної характеристики;

$S = \sqrt{D}$ – середньоквадратичне відхилення характеристики;

ν – коефіцієнт варіації, %;

$y_{\min-3} = (m - 3S)$ – мінімальне значення відповідної характеристики;

$y_{\min-2} = (m - 2S)$ – одне з мінімальних значень відповідної характеристики.

Вихідні данні та результати розрахунків наведені в таблицях 1, 2.

На основі статистичної обробки експериментальних даних, одержаних в процесі виробництва колеса, побудовано графік нормальної щільності розподілу (рис. 2) і визначено, що вибірка підкоряється нормальному закону розподілу. Були визначені величини середнього значення частоти власних коливань лопаток відцентрового колеса $m(y) = 2838,11$ Гц і середньоквадратичного відхилення $S = 21,58$ Гц для всієї вибірки.

Таблиця 1 – Частоти власних коливань лопаток відцентрових колес

№ колеса	Частоти власних коливань лопаток, Гц								
	№ лопатки відцентрового колеса								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	2728,5	2798,3	2810,2	2811	2814,9	2817,9	2818,1	2819,4	2819,6
2	2820	2820,7	2823,4	2824,9	2827,2	2827,8	2827,9	2828,1	2829,3
3	2829,8	2830,7	2830,8	2831,4	2831,6	2831,8	2832,2	2832,6	2833,3
4	2833,4	2834,1	2834,2	2834,2	2834,8	2835	2835,1	2835,3	2835,9
5	2836,5	2836,8	2838	2838,3	2838,3	2838,7	2839,5	2839,9	2840
6	2842,1	2842,3	2842,4	2842,6	2843	2843,7	2843,7	2843,8	2843,9
7	2844	2844,7	2844,9	2845,1	2845,5	2845,7	2846	2846,1	2847,9
8	2848,6	2848,7	2848,7	2849,2	2849,5	2849,6	2849,8	2850	2850,6
9	2850,6	2850,9	2852	2852,1	2852,2	2852,2	2852,3	2852,7	2852,7
10	2852,8	2853,9	2854,1	2854,2	2855	2856,2	2859,2	2859,7	2865,5

Таблиця 2 – Результати статистичної обробки експериментальних даних

Розмір вибірки (n), шт.	90
Середнє значення частоти коливань (m), Гц	2838,11
Середньоквадратичне відхилення (S), Гц	21,58
$m-2*S$	2796,07
$m-3*S$	2774,49

Оскільки на даний момент на виробництві не встановлено діапазон для контролю частот власних коливань, то необхідно визначити його межі. Це можливо зробити за допомогою аналізу кривої й перевірки на аномальність випадних значень.

В результаті статистичної обробки експериментальних даних одержано діапазон частот власних коливань лопаток відцентрового колеса двигуна АІ 450-МС: 2775...2905 Гц.

Доведення лопаток відцентрового колеса

Час та гроші, що витрачаються на забезпечення надійності колес новостворюваних компресорів, займають значне місце у загальному балансі часу та засобів, що йдуть на доводку та впровадження в експлуатацію [4]. Проблема динамічної міцності дуже складна та багатогранна.

В процесі серійного виробництва виникає необхідність у доведенні лопаток з метою введення частот власних коливань лопаток у припустимий діапазон шляхом зміни питомої ваги лопатки колеса. Головна задача: лопатка повинна залишатися придатною (знаходиться в полі допуска), а частота повинна змінитися (збільшитися чи зменшитися на необхідну величину). На сьогоднішній день не існує практичних рекомендацій по здійсненню даної задачі. Тому існує необхідність дослідження по доведенню частот власних коливань лопаток відцентрового колеса.

Попередньо було зазначено, як здійснювати контроль частот власних коливань лопаток вже виго-

товленого колеса і визначити діапазон контролю.

Для розробки рекомендацій по впливу на частоти власних коливань було використано відцентрове колесо, контроль геометричних параметрів якого здійснювався на трикоординатній контролально-вимірювальній машині (КВМ) Wenzel LH-87 методом сканування (рис. 3, 4); контроль частот власних коливань на установці «Мікат-ЧКМ».

Вимірювання проводяться у декілька етапів:

1. Вибір параметрів роботи: запуск програми, вибір параметрів випробування, настройка контролально-вимірювальної машини (рис. 3).

2. Визначення геометричних параметрів контролюємих лопаток відносно математичної моделі відцентрового колеса.

3. Визначення частот власних коливань випробовуваних лопаток.

4. Отримання результату (друк протоколу).

Потім почергово з кожної лопатки в певному місці знімався невеликий прошарок металу (рис. 5).



Рис. 3. Контрольно-вимірювальна машина Wenzel LH-87

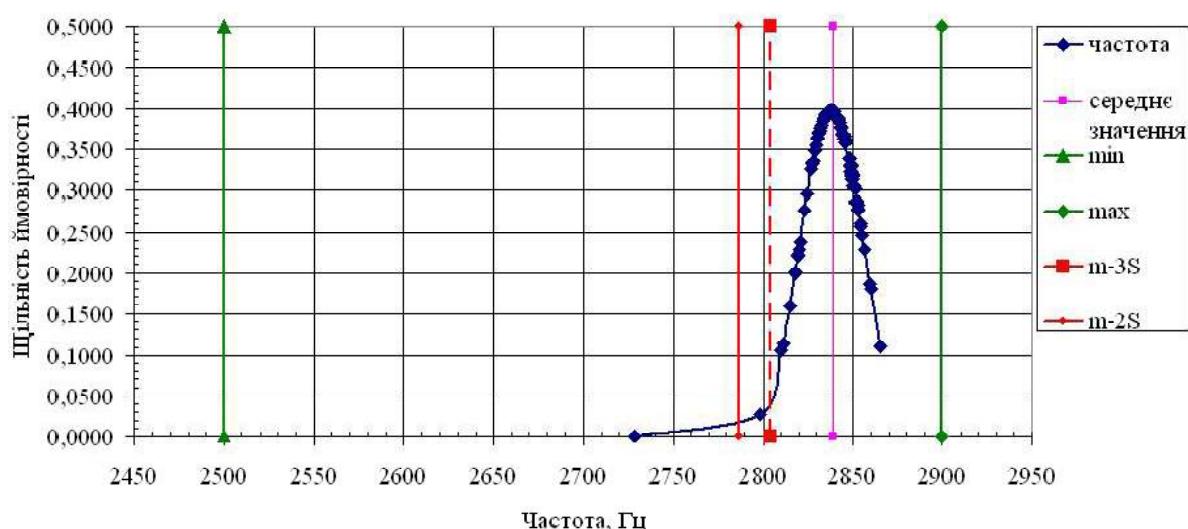


Рис. 2. Закон нормального розподілу частот власних коливань великих лопаток відцентрового колеса за першою формою

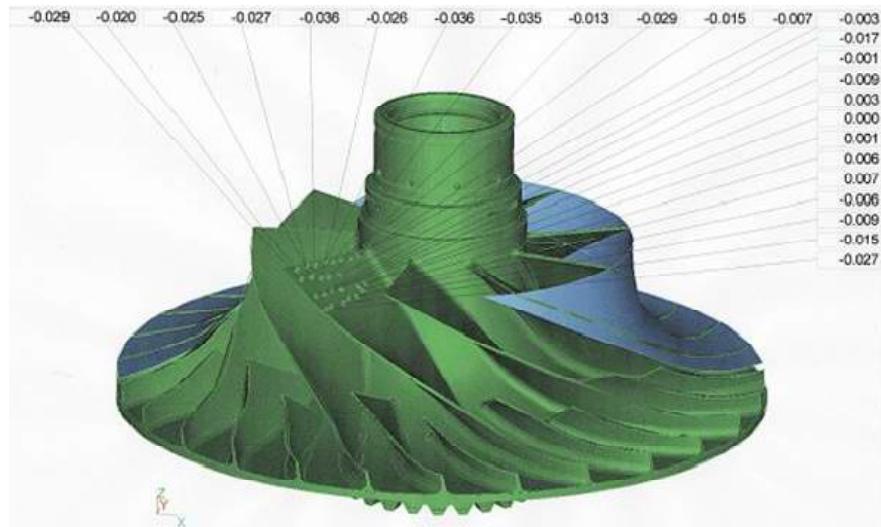
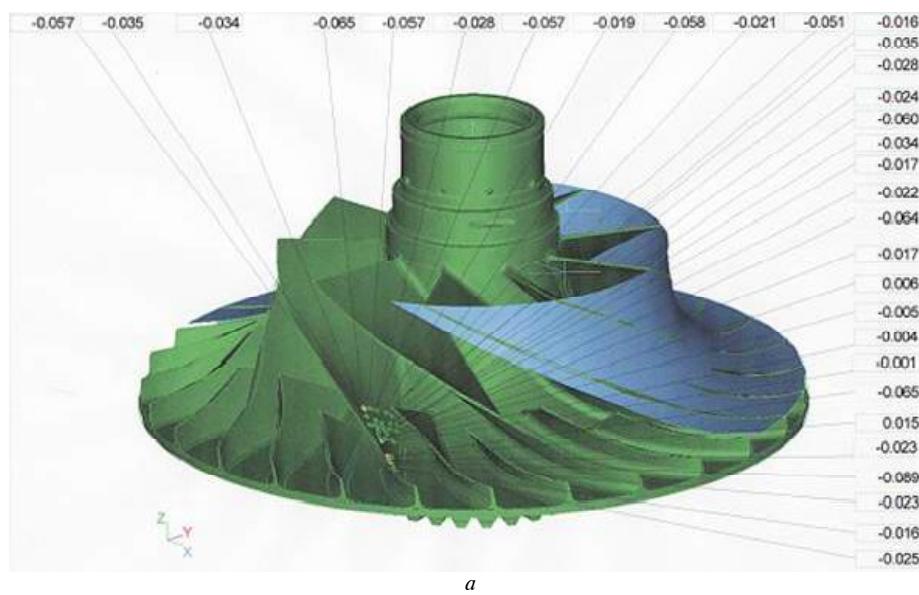
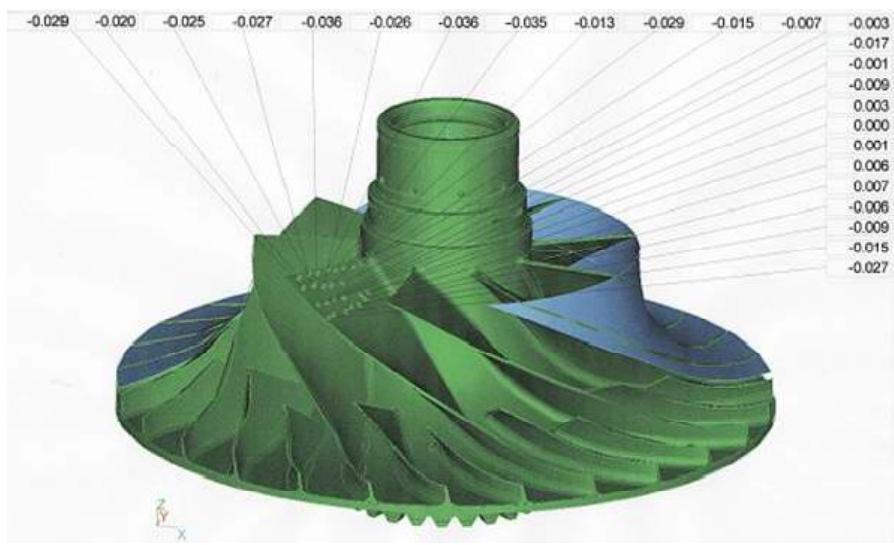


Рис. 4. Настройка контрольно-вимірювальної машини



a



б

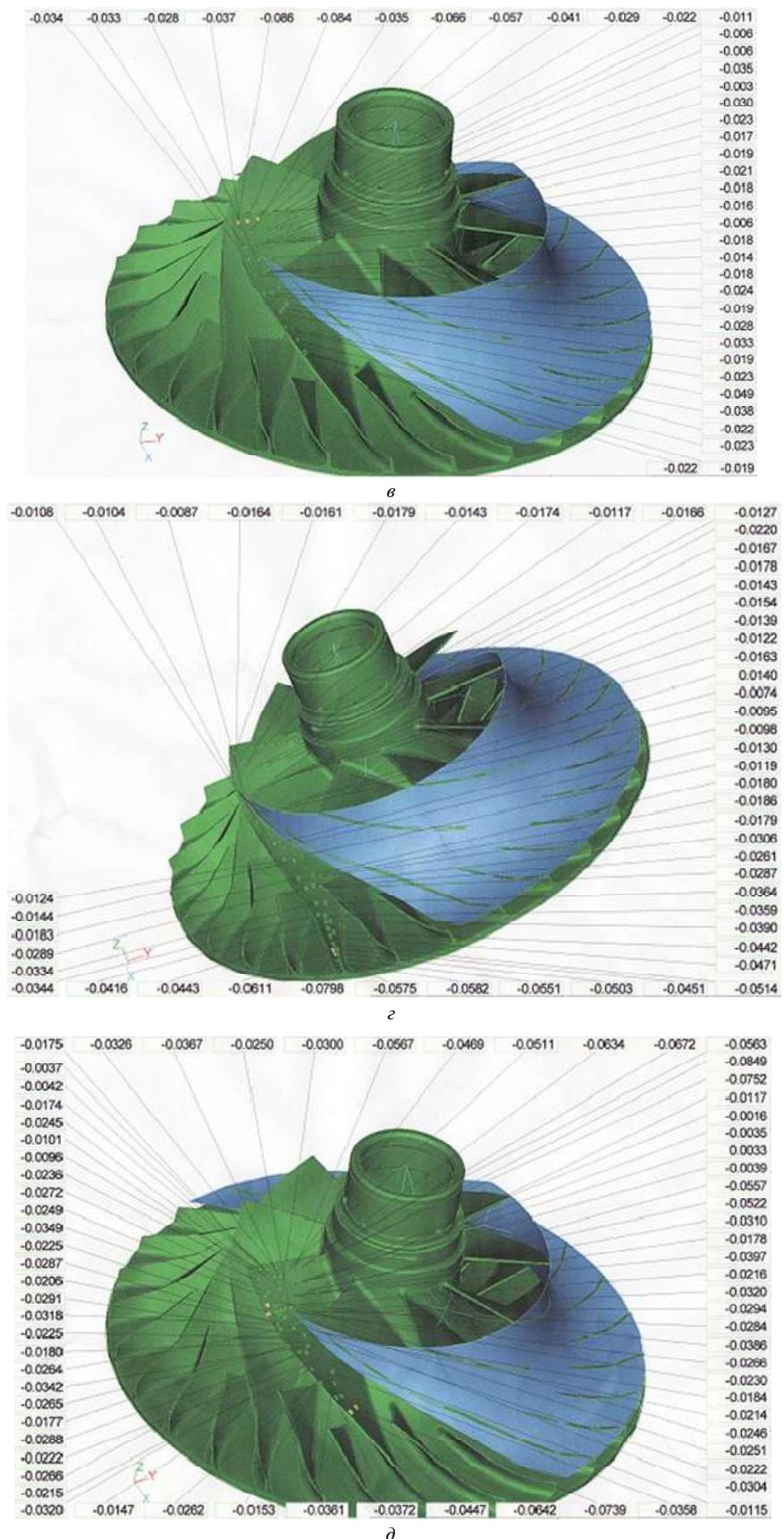


Рис. 5. Результаты контроля геометрических параметров колеса на контрольно-вимірювальній машині (КВМ) Wenzel LH-87 методом сканування

Було встановлено, що якщо знімати його з верхньої частини пера, частота збільшується, а якщо з нижньої — зменшується (рис. 6).

Після знімання прошарку металу знову проводився контроль геометрії на контрольно-вимірювальній машині та контроль частоти на уні-

версальній установці для автоматизованого частотного контролю лопаток моноколес «Мікат-ЧКМ».

Результати проведеної роботи відображені на графіках залежності зміни частоти від площин прошарку металу, що знімається (рис. 7).



Рис. 6. Позначення місць знімання прошарку матеріалу при доведенні частот власних коливань:
а — верхня частина пера великої лопатки відцентрового колеса, б — нижня частина

Таблиця 3 — Результати вимірювань частот власних коливань лопаток

№ лопатки	Частота до доопрацювання, Гц	Відхилення, %	Частота після доопрацювання, Гц	Відхилення, %	Зміна частоти, Гц	Площа металу, $\times 10^{-4} \text{ м}^2$
1	2822,6	+0,1	2826,1	+0,1	-3,5	6,2
2	2831,0	+0,1	2827,0	+0,1	4	10,0
2	2827,0	+0,1	2834,0	+0,1	-7	8,2
3	2832,7	+0,1	2838,3	+0,1	-5,6	10,0
4	2837,8	+0,1	2839,0	+0,1	-1,2	7,0
5	2833,8	+0,1	2838,4	+0,0	-4,6	9,0
6	2832,5	+0,1	2831,5	+0,0	1	3,0
7	2834,1	+0,1	2821,1	+0,1	13	9,7
8	2881,5	+0,1	2879,6	+0,1	1,9	6,1

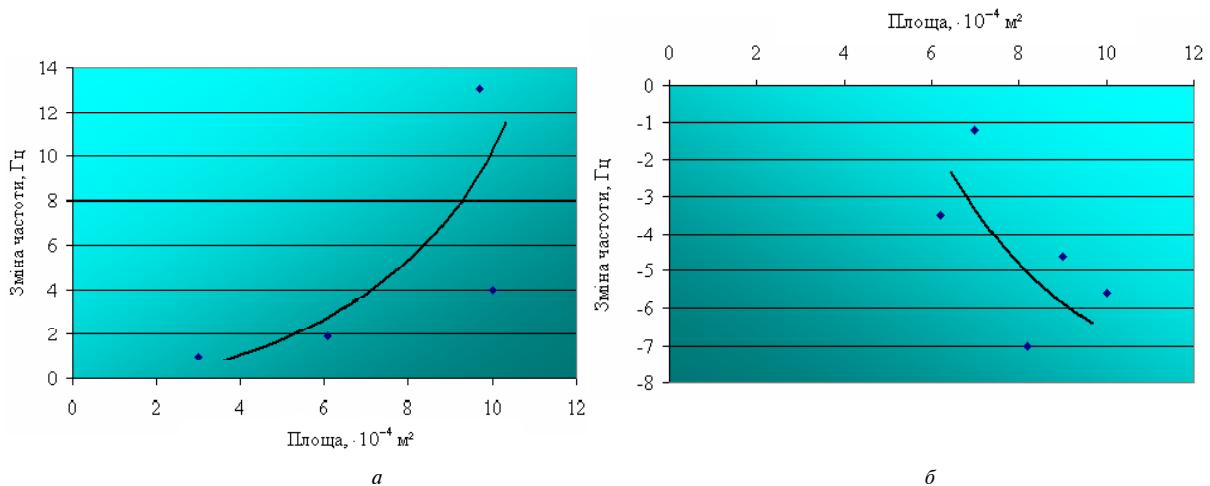


Рис. 7. Залежність зміни частот власних коливань лопаток від площин прошарку металу, що знімається:
а — з верхньої частини пера великої лопатки; б — з нижньої частини пера

Відцентрові колеса є достатньо складними і дорогими деталями авіаційних ГТД; власна частота лопаток є комплексним критерієм побічної оцінки точності виготовлення лопаток моноколес. Тому найбільш ефективним методом введення власних частот лопаток відцентрового колеса в припустимий діапазон є їх доопрацювання.

Згідно з проведеними дослідженнями можна надати такі практичні рекомендації:

- якщо знімати прошарок металу з верхньої частини пера лопатки, то частота збільшується, а з нижньої — зменшується. Місця знімання прошарку матеріалу при доведенні власних частот коливань приведені на рис. 6;

- отримані залежності зміни частот власних коливань лопаток відцентрового колеса від площин прошарку металу, що знімається, які можна використовувати на виробництві для уникнення бракування відцентрових колес.

Висновки

Внаслідок проведеної роботи рекомендовано діапазон частот власних коливань лопаток відцентрового колеса двигуна АИ 450-МС (2775...2905 Гц).

Проведено дослідження доопрацювання лопаток відцентрових колес з метою забезпечення необхідної частоти власних коливань лопаток і запропоновано практичні рекомендації по впливу на частоти власних коливань лопаток відцентрового колеса за першою формою.

Перелік посилань

1. Отбор геометрических параметров и синтез модели частотной характеристики лопаток компрессора на основе эволюционного

- поиска / [Богуслаев А. В., Олейник А. А., Пухальская Г. В., Субботин С. А.] // Вестник двигателестроения — 2006. — № 1 — 160 с.
2. Басов К. А. ANSYS : справочник пользователя / Басов К. А. — М. : ДМК Пресс, 2005. — 640 с., ил.
3. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД. / [Богуслаев В. А., Яценко В. К., Жеманюк П. Д. и др.] — Запорожье, изд-во ОАО «Мотор Сич», 2005. — 559 с.
4. Иванов В. П. Колебания рабочих колес турбомашин. / Иванов В. П. — М. : Машиностроение, 1983. — 224 с., ил.
5. Смирнов Н. В. Курс теории вероятностей и математической статистики для технических приложений. / Смирнов Н. В., Дунин-Барковский И. В. — М. : Наука, 1969. — 511 с.
6. Богуслаев В. А. Прочность деталей ГТД : монография / Богуслаев В. А., Жуков В. Б., Яценко В. К. — Запорожье, изд-во ОАО «Мотор Сич», 1999. — 249 с.
7. Обеспечение допустимого уровня разночастотности лопаток центробежных колес / [Краченко И. Ф., Шереметьев А. В., Петров А. В., Хромов В. А.] // Вестник двигателестроения. — 2009. — № 1. — 160 с.
8. Скубачевский Г. С. Авиационные газотурбинные двигатели. Конструкция и расчет деталей / Скубачевский Г. С. — М. : Машиностроение, 1974. — 520 с.
9. D. S. Whitehead M.A., Ph.D., A.M.I. Mech, A.F.R.Ae.S. Cambridge University Engineering Laboratory. The Analysis of Blade Vibration due to Random Excitation. Aeronautical research council report and memoranda / D. S. Whitehead. — London : Her Majesty stationary office, 1962. — 16 p.

Поступила в редакцию 22.02.2010

G. V. Pukhal's'ka, G. V. Karas, V. V. Goloschapova, T. O. Panchenko

PROVISION OF FREE FREQUENCIES IN PRODUCTION OF CENTRIFUGAL WHEELS

Рекомендован диапазон частот собственных колебаний центробежного колеса. Установлена зависимость между частотами собственных колебаний лопаток центробежного колеса и площадью снимаемого слоя материала. Разработаны практические рекомендации по влиянию на частоты собственных колебаний моноколеса.

Центробежное колесо, частоты, собственные колебания, лопатка, диапазон

There was recommended range of free frequencies of the centrifugal wheel's blades. There was determined dependence between free frequencies of the centrifugal wheel's blades and the area of removed layer of material. There are developed practical recommendations concerning influence upon free frequencies of the blisk.

Centrifugal wheel, frequencies, free frequencies, blade, range

УДК 669.245.018: 620.193.53

**Канд. техн. наук А. Г. Андриенко, канд. техн. наук С. В. Гайдук,
канд. техн. наук В. В. Кононов, О. В. Гнатенко**

Национальный технический университет, г. Запорожье

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ СООТНОШЕНИЯ ТАНТАЛА К РЕНИЮ НА СТРУКТУРНУЮ СТАБИЛЬНОСТЬ И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА ЖС-32

Расчетными методами исследовано влияние соотношения концентрации тантала к рению на структурную и фазовую стабильность сплава ЖС-32. Оценено влияние данного соотношения в интервале от 1 до 6 на прочностные характеристики сплава в температурном диапазоне 800–1000 °C. Приведены результаты механических испытаний на кратковременную и длительную прочность исследованных составов, в сравнении со сплавом ЖС-32.

Жаропрочные никелевые сплавы, направленная (моно) кристаллизация, термическая обработка, структурная и фазовая стабильность, дисбаланс системы легирования, кратковременная и длительная прочность

Введение

В настоящее время предприятия, выпускающие авиационные газотурбинные двигатели, проектируют и осваивают выпуск наземных энергетических и газоперекачивающих агрегатов [1, 2]. На промышленных предприятиях ЗМКБ «Прогресс» и ОАО «Мотор Сич» освоен технологический процесс отливки рабочих лопаток для наземных установок Д-336 из сплавов ЖС-26, ЖС-26У методом направленной (моно) кристаллизации. Практика показала, что данные сплавы не обеспечивают необходимого эксплуатационного ресурса рабочим лопаткам из-за пониженной высокотемпературной коррозионной (ВТК) стойкости, повышенного трещинообразования и низких запасов прочности.

Взамен сплавов ЖС-26, ЖС-26У применяется известный промышленный никелевый сплав ЖС-32, полностью удовлетворяющий требованиям к рабочим лопаткам, но имеющий высокую стоимость, в основном, из-за легирования очень дорогим и дефицитным элементом рением (4 % по массе), что делает его применение для рабочих лопаток стационарных газовых турбин экономически нецелесообразным. Поэтому, возникла необходимость в разработке жаропрочного сплава с уровнем механических характеристик, приближающихся к сплаву ЖС-32, но имеющего меньшую стоимость.

Известно, что структурная и фазовая стабильность жаропрочных никелевых сплавов является одним из важнейших факторов, обеспечивающих надежность длительного эксплуатационного ресурса лопаткам газовых турбин [3–5]. Помимо

высокой стоимости, сплав ЖС-32 при длительном воздействии высоких температур (до 1000 °C) показывает структурную и фазовую нестабильность, которая проявляется в выделении значительного количества топологически плотноупакованных (ТПУ) фаз различного типа (μ -фаза, двойные карбиды типа Me_6C), заметно снижающих прочностные и пластические характеристики.

В данной работе исследовалось влияние соотношения тантала к рению в сплаве ЖС-32 на его структурную и фазовую стабильность, характеристики жаропрочности в температурном диапазоне 800–1000 °C с целью оптимизации данного соотношения для повышения сбалансированности системы легирования.

Постановка задачи

Для этой цели на базе паспортной шихтовой заготовки сплава ЖС-32 отливались монокристаллические образцы из опытных составов № 1–5 с различным соотношением тантала к рению, в исследуемом диапазоне от 1 до 6. Заливка образцов осуществлялась в специальные керамические формы с применением монозатравок из никель–вольфрамового сплава кристаллографической ориентации (КГО) [001] вдоль направления роста на установке УВНК-8П для направленной (моно) кристаллизации в соответствии с серийной технологией. Скорость кристаллизации образцов составляла $R = 10$ мм/мин. Литые заготовки образцов имели форму цилиндров диаметром 16 мм и высотой 180 мм.

Химический анализ опытных плавок проводился стандартными методами согласно требованиям ТУ 14-1689-73 и ОСТ 1.90127-85. Спект-

ральный химический анализ проводился на оптическом эмиссионном приборе ARL-4460 (квантометр одновременного многоканального анализа). Химические составы опытных плавок приведены в таблице 1.

Литые заготовки монокристаллических образцов опытных составов № 1–5 и сплава ЖС-32 проходили 100 % контроль макроструктуры путем травления в растворе, содержащем хлорное железо (700–800 г), соляную кислоту (120–150 см³) и воду до 1 дм³, а также контроль кристаллографической ориентировки (КГО) на установке ДРОН-3М.

Далее из литых заготовок изготавливались цилиндрические образцы для испытаний по стандартным методикам: на кратковременную прочность по ГОСТ 9651-73 при температурах 20, 800, 900, 1000 °C и длительную прочность по ГОСТ 10145-81 при температурах 800, 900 и 1000 °C. Механические испытания образцов проводились после соответствующей термической обработки.

В таблице 2 представлены характеристические температуры, определенные методом дифференциального термического анализа (ДТА) для исследованных составов: ($t_{P.P.}^{\gamma'}$) – температура полного растворения основной упрочняющей γ' - фазы; ($t_{\text{ЭВТ.}}$) – температура плавления γ - γ' эвтектики; (t_L) – температура ликвидус; (t_S) – температура солидус; $\Delta t_1 = t_L - t_S$ – ширина интервала кристаллизации сплава; $\Delta t_2 = t_{\text{ЭВТ.}} - t_{P.P.}^{\gamma'}$ – ширина интервала для проведения высокотемпературной гомогенизации первой ступени.

Первая ступень термической обработки (ТО) – $t_{\text{ГОМ.}}$ (высокотемпературная гомогенизация) для каждого опытного состава № 1–5 назначалась индивидуально, внутри интервала Δt_2 , между температурой эвтектических превращений ($t_{\text{ЭВТ.}}$) и

полного ($t_{P.P.}^{\gamma'}$) растворения γ' - фазы.

Вторая ступень ТО (низкотемпературная гомогенизация) всем опытным составам проводилась при $t_{\text{ГОМ.}}^{\text{II}} = 1050$ °C и была выбрана с учетом технологической температуры нанесения защитного покрытия. Охлаждение между ступенями ТО проводилось на воздухе. Для сплава ЖС-32 термическая обработка проводилась в соответствии с паспортным режимом (см. табл. 2).

Анализ результатов

С целью исследования структурной стабильности и вероятности выделения ТПУ – фаз различного типа, в химическом составе сплава ЖС-32 была реализована частичная замена рения менее дорогим и дефицитным tantalом в исследуемом диапазоне их соотношений Ta/Re от 1 до 6, без изменения содержания остальных легирующих элементов (см. табл. 1).

Расчеты проводились методом ФАКОМП [6] по величине \bar{N}_V – фактора и ΔE -методом [1, 7] по величине параметра дисбаланса системы легирования, с учетом соотношения Cr/(Cr+Mo+W) [8]. Химический состав γ - твердого раствора для каждого опытного состава № 1–5 и сплава ЖС-32 рассчитывался по среднему количеству электронных дырок \bar{N}_V путем суммирования по формуле:

$$\bar{N}_V = \sum_{i=1}^n m_i (N_V)_i, \quad (1)$$

где m_i и \bar{N}_V – соответственно атомная масса i -го компонента и число электронных дырок каждого конкретного элемента, n – число компонентов в γ - твердом растворе.

Таблица 1 – Химический состав опытных сплавов

Сплав №	Содержание легирующих элементов, %, по массе											
	C	Cr	Co	W	Mo	Al	Nb	Ta	Re	Zr	B	Ni
ЖС-32	0,15	4,9	9,3	8,2	1,1	5,8	1,6	4,0	4,0	0,05	0,015	Оsn.
1	0,14	5,1	9,1	8,0	1,0	5,9	1,4	5,0	3,5	0,05	0,015	Оsn.
2	0,15	4,9	9,0	8,2	0,9	6,1	1,5	6,0	3,0	0,05	0,015	Оsn.
3	0,14	4,8	8,9	8,1	1,0	6,0	1,6	7,0	2,5	0,05	0,015	Оsn.
4	0,15	5,0	9,0	8,0	0,9	6,1	1,5	8,0	2,0	0,05	0,015	Оsn.
5	0,16	5,2	9,1	7,9	1,1	6,2	1,6	9,0	1,5	0,05	0,015	Оsn.

Таблица 2 – Температуры фазовых превращений в исследованных составах

Сплав №	Характеристические температуры, °C							
	$t_{P.P.}^{\gamma'}$	$t_{\text{ЭВТ.}}$	t_L	t_S	Δt_1	Δt_2	$t_{\text{ГОМ.}}^I$	$t_{\text{ГОМ.}}^{\text{II}}$
ЖС-32	1273	1306	1412	1345	67	33	1280	1050
1	1270	1302	1407	1342	65	32	1275	1050
2	1265	1297	1403	1339	64	32	1270	1050
3	1260	1291	1397	1335	62	31	1265	1050
4	1255	1286	1393	1332	61	31	1260	1050
5	1250	1280	1390	1330	60	30	1255	1050

Результаты сравнительного анализа, проведенные на группе известных промышленных сплавов [8] показали, что при малом значении параметра $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W}) < 0,5$ и более низком значении величины фактора $\bar{N}_V \leq 2,3$ – вероятней образование μ - фазы. При большем значении параметра $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W}) > 0,7$ и более высоком значении фактора $\bar{N}_V > 2,4$ – вероятней образование σ - фазы.

Расчет параметра дисбаланса системы легирования ΔE для каждого опытного состава № 1–5, в сравнении со сплавом ЖС-32, производился по формуле:

$$\Delta E = \sum_{i=1}^n E_i C_i - \left(0,0036 \sum_{i=1}^n A_i C_i - 6,28 \right), \quad (2)$$

где E_i , C_i , A_i – соответственно количество валентных электронов (sp -электроны алюминия, ds -электроны переходных металлов), концентрация и атомная масса i -го компонента, n – число компонентов сплава, включая основу сплава.

Сравнительный анализ результатов, полученных с помощью расчетного ΔE -метода для известных промышленных никелевых жаропрочных сплавов, предназначенных для направленной (моно) кристаллизации показал, что сбалансированность химического состава большинства из них низка или практически отсутствует [1, 5, 7]. При этом, совершенно очевидно, что при легировании данного класса жаропрочных никелевых сплавов используется более 12–15 элементов и найти оптимальный состав для получения желаемого комплекса свойств достаточно сложно, поскольку требуется длительное время и большие финансовые затраты. Особенно это касается высокожаропрочных никелевых сплавов, содержащих в составе дорогой и дефицитный рений.

Сплавы, удовлетворяющие уравнению (2) считаются сбалансированными по химическому составу при выполнении граничных условий величины параметра дисбаланса системы легирования $\Delta E = \pm 0,04$. Сплавы, имеющие большее положительное значение параметра, чем величина $\Delta E \geq 0,04$, склонны к образованию избыточ-

ных фаз типа Ni_3Ti , Ni_3Nb , Ni_3Ta . Сплавы, имеющие большее отрицательное значение параметра, чем величина $\Delta E \leq -0,04$, склонны к образованию μ - фазы или двойных карбидов типа Me_6C [1, 5, 7]. Расчеты для внутримарочных составов сплава ЖС-32 показали, что значения параметра дисбаланса ΔE находятся в диапазоне от -0,10 до -0,06. При этом, металлографическими исследованиями было подтверждено, что при длительном температурном воздействии (до 1000 °C) образуются пластинчатые выделения μ - фазы на основе (Co_7W_6) и двойных карбидов на основе $(\text{Ni}_3\text{W}_3)\text{C}$.

В таблице 3 представлена зависимость \bar{N}_V – фактора и параметра дисбаланса системы легирования ΔE от величины соотношения тантала к рению с учетом параметра $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W})$ в опытных составах «1»–«5», в сравнении со сплавом ЖС-32.

Сравнительные исследования расчетными методами показали, что в структуре опытных составов № 1–5 и сплаве ЖС-32 при значениях параметра $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W}) < 0,5$ и величинах $\bar{N}_V \leq 2,3$ вероятней выделение μ - фазы или двойных карбидов типа Me_6C , чем σ - фазы.

Из таблицы 3 видно, что с повышением соотношения тантала к рению от 1 до 6, в опытных составах № 1–5 повышается величина \bar{N}_V – фактора с 1,66 до 1,82, а значение параметра дисбаланса системы легирования ΔE снижается с -0,08 до -0,05 при практически постоянном соотношении $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W})$.

Вместе с тем, сопоставление расчетных значений \bar{N}_V – фактора для γ -твердых растворов опытных составов № 1–5 показывает, что с увеличением соотношения тантала к рению величина параметра дисбаланса системы легирования ΔE постепенно снижается, а величина \bar{N}_V – фактора повышается, по сравнению со сплавом ЖС-32. Это указывает на то, что вероятность выделения избыточных фаз типа μ -фазы или двойных карбидов Me_6C неблагоприятной морфологии еще остается, но значительно снижается, так как опытные составы «1»–«5» имеют большее отрицатель-

Таблица 3 – Расчетные значения \bar{N}_V – фактора, параметра $\text{Cr}/(\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W})$ и дисбаланса системы легирования ΔE для исследованных сплавов

Сплав №	Расчетные параметры			
	Ta / Re	N_V – фактор	$\text{Cr} / (\text{Cr}+\text{Mo}+\text{W})$	$\pm \Delta E$
ЖС-32	1,00	1,63	0,35	-0,08
1	1,43	1,66	0,36	-0,08
2	2,00	1,69	0,35	-0,07
3	2,80	1,73	0,35	-0,06
4	4,00	1,77	0,36	-0,05
5	6,00	1,82	0,36	-0,05

ное значение параметра ΔE , чем граничная величина -0,04.

Механические испытания на кратковременную прочность образцов моно [001] опытных составов № 1–5 показали, что в опытном составе № 5, содержащем 9 % тантала и 1,5 % рения, прочностные характеристики заметно снижаются, по сравнению со сплавом ЖС-32 и опытными составами № 1–4. Сравнительный анализ полученных результатов показал, что в сплаве ЖС-32 наиболее оптимальным является соотношение $Ta/Re = 4$, как с точки зрения структурной стабильности и прочностных характеристик, так и экономических подходов, которые имеет опытный состав № 4, содержащий 8 % тантала и 2 % рения (см. табл. 3, 4).

В таблице 5 приведены результаты механи-

ческих испытаний при температурах 800, 900 и 1000 °C на 100- и 1000- часовую длительную прочность и пластичность образцов моно [001] с оптимальным соотношением $Ta/Re = 4$ (состав № 4), в сравнении со сплавом ЖС-32, где соотношение $Ta/Re = 1$ (см. табл. 3).

Таким образом, анализ результатов показал, что опытный состав № 4 при эквивалентном уровне прочностных характеристик обладает лучшей структурной стабильностью, чем сплав ЖС-32 (см. табл. 3, 4). При этом содержит в 2 раза меньшее содержание рения, что существенно снижает стоимость сплава. Следует отметить, что при получении лопаток методом направленной (моно) кристаллизации по серийной технологии не требуется изменений в существующем технологическом процессе.

Таблица 4 – Результаты сравнительных механических испытаний на кратковременную прочность монокристаллических образцов [001] исследованных составов

Сплав №	$t_{ИСП.}$, °C	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
ЖС-32	20	1310	1000	7,5
1		1305	995	7,7
2		1305	995	7,9
3		1300	990	8,2
4		1300	990	8,5
5		1240	880	9,5
ЖС-32	800	1300	1020	6,5
1		1300	1020	6,8
2		1295	1015	7,1
3		1290	1010	7,6
4		1290	1010	7,9
5		1220	930	9,1
ЖС-32	900	1010	850	16,0
1		1010	845	16,3
2		1005	845	16,8
3		1005	840	17,2
4		1000	840	17,6
5		920	760	19,1
ЖС-32	1000	730	610	16,0
1		725	610	16,4
2		725	605	16,9
3		720	600	17,1
4		720	600	17,8
5		640	520	23,0

Таблица 5 – Пределы характеристик длительной прочности и пластичности образцов моно [001] опытного состава № 4, в сравнении со сплавом ЖС-32

Сплав	$t_{ИСП.}$, °C	σ_{100} , МПа	σ_{1000} , МПа	δ_{100} , %	δ_{1000} , %
ЖС-32	800	615 / 695	495 / 580	7,5 / 11,5	12,0 / 16,5
	900	420 / 480	305 / 355	7,0 / 10,0	33,0 / 37,5
	1000	215 / 250	140 / 185	10,5 / 14,0	9,5 / 14,5
Состав № 4	800	610 / 685	480 / 570	8,0 / 12,0	13,5 / 18,0
	900	410 / 470	300 / 350	8,5 / 11,5	34,0 / 38,0
	1000	210 / 240	135 / 175	9,0 / 13,5	11,0 / 15,5

Выводы

1. Увеличение соотношения tantalа к рению в исследованном диапазоне от 1 до 6 приводит к снижению величины параметра дисбаланса ΔE системы легирования сплава ЖС-32 с - 0,08 до -0,05, в результате чего повышается структурная и фазовая стабильность.

2. Замена в химическом составе сплава ЖС-32 части рения tantalом (при оптимальном соотношении $Ta/Re = 4$) экономически целесообразно, так как при сохранении характеристик жаропрочности на эквивалентном уровне, снижается его стоимость на 40–45 %.

Перечень ссылок

1. Каблов Е. Н. 75 лет. Авиационные материалы. Избранные труды «ВИАМ» 1932–2007. Юбилейный науч.-техн. сб. / Каблов Е. Н.; [под общ. ред. акад. РАН Е. Н. Каблова]. – М. : ВИАМ, 2007. – 438 с.
2. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / [Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е. Б. Качанов и др.]. – М. : Машиностроение, 1997. – 336 с.
3. Каблов Е. Н. Монокристаллические ренийсодержащие сплавы для турбинных лопаток ГТД / Е. Н. Каблов, В. Н. Толорая, Н. Г. Орехов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2002. – № 7. – С. 7–11.
4. Каблов Е. Н. Перспективы применения лигейных жаропрочных сплавов для производства турбинных лопаток ГТД / Е. Н. Каблов, С. Т. Кишкин // Газотурбинные технологии. – 2002. – Январь–февраль. – С. 34–37.
5. Каблов Е.Н. Физико-химические и технологические особенности создания жаропрочных сплавов, содержащих рений / Е. Н. Каблов // Вестн. Моск. ун-та. – Сер. 2. – Химия, 2005. – Т. 46. – № 3. – С. 155–167.
6. Симс Ч. Т. Суперсплавы II. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок / Симс Ч. Т., Столоффи Н. С., Хагель У. К.; [пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина]. – М. : Металлургия, 1995. – Кн. 1. – 384 с.
7. Морозова Г. И. Особенности структуры и фазового состава высокорениевого никелевого жаропрочного сплава / Г. И. Морозова, О. Б. Тимофеева, Н. В. Петрушин // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2009. – № 2. – С. 10–16.
8. Пигрова Г. Д. Условия образования σ - и μ -фаз в жаропрочных сплавах на никелевой основе / Г. Д. Пигрова, Е. Е. Левин // Физика металлов и металловедение. – 1969. – Т. 28. – Вып. 5. – С. 858–861.

Поступила в редакцию 01.10.2009

A. G. Andriyenko, S. V. Gayduk, V. V. Kononov, O. V. Gnatenko

EVALUTION OF TANTALUM/RHENIUM RATIO INFLUENCE UPON THE STRUCTURAL STABILITY AND MECHANICAL PROPERTIES OF ЖС-32 HEAT-RESISTANT NICKEL ALLOY

Розрахунковими методами досліджено вплив співвідношення концентрації tantalу до ренію на структурну і фазову стабільність сплаву ЖС-32. Оцінено вплив даного співвідношення в інтервалі від 1 до 6 на характеристики міцності сплаву в температурному діапазоні 800–1000 °C. Приведено результати механічних випробувань на короткочасну і довготривалу міцність досліджених складів, в порівнянні зі сплавом ЖС-32.

Жароміцні нікелеві сплави, спрямована (моно) кристалізація, термічна обробка, структурна і фазова стабільність, дисбаланс системи легування, короткочасна і довготривала міцність

Influence of Ta / Re ratio on the structural and phase stability of ЖС-32 alloy was investigated by means of calculation techniques. Influence of Ta / Re ratio ranging from 1 to 6 on the strength parameters of the alloy in the temperature range of 800–1000 °C was evaluated. There were presented results of mechanical testing for long-term and short-term strength of the investigated compositions in comparison with ЖС-32 alloy.

Heat-resistant nickel alloys, direct (mono) crystallization, heat treatment, structural and phase stability, disbalance of alloying system, short-term and long-term strength

УДК 621.74.045: 669. 24: 621.981

Н. А. Лысенко¹, В. В. Ключихин¹, д-р техн. наук Э. И. Цивирко²

¹ОАО «Мотор Сич», ²Национальный технический университет; г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ГИП НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ЛОПАТОК ИЗ СПЛАВА ЖС26-ВИ

Горячее изостатическое прессование обеспечило существенное снижение усадочной микропористости монокристаллических турбинных охлаждаемых лопаток из сплава ЖС26-ВИ, что улучшило однородность их микроструктуры и повысило физико-механические свойства. Для таких лопаток определены оптимальный режим термообработки и рациональная схема поверхностного газового алитирования. Качественные показатели полученных лопаток вполне удовлетворяют требованиям действующих нормативов к ответственным деталям ГТД.

Горячее изостатическое прессование, монокристаллические лопатки, никелевый сплав, газовое алитирование

Монокристаллическая структура рабочей охлаждаемой лопатки ГТД позволила повысить рабочую температуру лопаток на 80...120 °C по сравнению с лопатками, имеющими равноосную структуру. При этом температура газа перед рабочей лопаткой первой ступени на современных газотурбинных двигателях может повышаться до 1800 °C [1]. Для монокристаллической структуры лопаток из никелевых жаропрочных сплавов характерно наличие микропористости и эвтектической (γ - γ')-фазы. При термической обработке лопаток, особенно при высокотемпературной гомогенизации, на месте растворившейся в матрице эвтектической (γ - γ')-фазы остаются микронесплошности округлой формы. В результате, после гомогенизации таких лопаток объемная доля пор в них увеличивается в 3...4 раза, а их средний размер — в 1,5...2 раза [2]. Среди причин, приводящих к разрушению рабочих лопаток в эксплуатации и при проведении усталостных испытаний, не последнее место занимает наличие в приповерхностном слое лопаток (в зоне действия максимальных напряжений) микропор. Поэтому исследования и технологические разработки по существенному снижению микропористости в монокристаллической структуре рабочих лопаток являются важными и вполне актуальными.

Одним из перспективных направлений уменьшения микропористости отливок ответственно-го назначения является горячее изостатическое прессование (ГИП), позволяющее повысить усталостную прочность сплавов IN 738LC [3], DS MAR-M200 [4] и улучшить свариваемость отливок из сплава IN 738 [5]. ГИП монокристаллических отливок из сплава CMSX-4 обеспечило получение структуры металла без микропор и заметно улучшило характеристики механической и усталостной прочности [6].

© Н. А. Лысенко, В. В. Ключихин, Э. И. Цивирко, 2010

В настоящей работе изучали влияние горячего изостатического прессования на структуру и свойства монокристаллических отливок из сплава ЖС26-ВИ.

Литые монокристаллические образцы и лопатки из стандартного сплава ЖС26-ВИ были получены по серийной технологии на вакуумной установке УВНК-8П. На первом этапе исследования на литых пальчиковых образцах определяли оптимальный режим термической обработки после ГИП с последующей проверкой его на лопатках. На втором этапе — влияние ГИП на лопатках, прошедших газоциркуляционное алитирование.

Горячее изостатическое прессование образцов и лопаток выполняли на установке HIRP25/70-20002500 по режиму: нагрев до температуры 1235 °C в течение 4 ч с одновременным повышением давления в установке с 0,1 до 200 МПа; выдержка при указанных температуре и давлении в течение 3,5 ч; охлаждение до температуры 200 °C с одновременным понижением давления до 75 МПа в течение 3,5 ч.

В исследуемых образцах и лопатках определяли химический состав, изучали макро- и микроструктуру, механические свойства и усталостную прочность.

Образцы без ГИП проходили термообработку по режиму: гомогенизация при температуре 1235 °C в течение 2 ч и охлаждение на воздухе. Для образцов, проходящих ГИП по вышеприведенному режиму, процесс гомогенизации совместили с горячим изостатическим прессованием.

Изучали качественные показатели образцов по четырем технологическим вариантам:

1) без ГИП; 2) после ГИП; 3) после ГИП с последующей термообработкой (выдержка

1 час при температуре 1050 °С + 24 ч при 850 °С); 4) после ГИП + 24 ч при 850 °С.

Структуру исследовали на протравленных макрошлифах методами оптической (микроскоп «Neophot-32») и растровой электронной микроскопии (сканирующий электронный микроскоп JSM T-300).

Металлографические исследования показали, что в образцах без ГИП (вариант 1) наблюдались многочисленные поры размером до 40 мкм. В образцах, прошедших ГИП (варианты 2; 3; 4), при увеличении $\times 100$ микропоры не обнаружены.

Микроструктура литого сплава ЖС26-

ВИ(ВНК) состояла из γ -твердого раствора, упорядоченного интерметаллидной γ' [Ni₃(Ti,Al)], карбидной (типа MeC) и эвтектической (γ - γ')-фазами (рис. 1, *a*, *b*).

В образцах после ГИП частицы γ' -фазы имеют оптимальные размеры. Размер их составляет 0,3...0,5 мкм в осях дендритов и 0,5...0,6 мкм в межосных пространствах. Промежутки между более крупными выделениями заполнены мелкими частицами γ' -фазы с размерами 0,1...0,2 мкм. После ГИП не наблюдался распад карбидов типа MeC на избыточную γ' -фазу, ТПУ-фазы, карбиды Me₂₃C₆ в зернограницевой и междендритной областях (см. рис. 1).

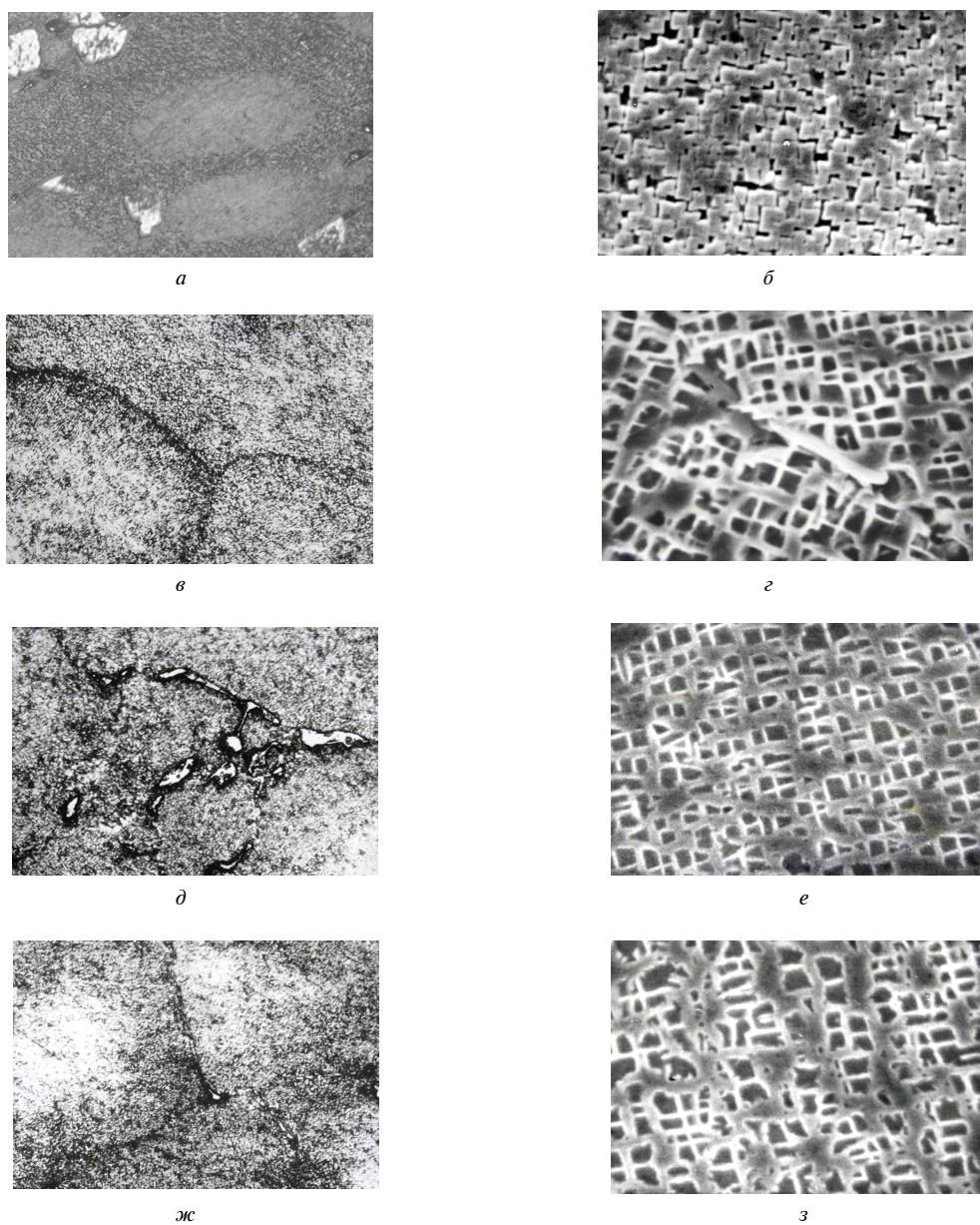


Рис. 1. Микроструктура образцов из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) (*a*, *б*, *д*, *жс* – $\times 500$; *б*, *г*, *е*, *з* – $\times 5000$):

а, *б* – без ГИП; *г* – после ГИП; *д*, *е* – после ГИП+1050 °С, 1 ч + 850 °С, 24 ч; *жс*, *з* – после ГИП+850 °С, 24 ч

В образцах, подвергнутых старению (варианты 3; 4), по границам зерен образовались крупные зубчатые выделения вторичной γ' -фазы, которые положительно влияют на усталостные характеристики сплава. После проведения двойного старения (вариант 3) в образцах образовались неблагоприятной формы выделения боридной фазы (рис. 1, *д*).

Таким образом, лучшей структурой среди рассмотренных вариантов обладали образцы, подвергнутые ГИП и низкотемпературному старению (вариант 4). При этом в структуре обеспечивалось выделение вторичной γ' -фазы оптимальных размеров и отсутствие грубых выделений боридной фазы.

Лопатки из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) обрабатывали по оптимальному режиму ГИП (вариант 4). При этом предварительно замок лопатки (с одной стороны) механически обработали. Опреде-

ляли изменение основных химических элементов по глубине от поверхности в зависимости от состояния поверхности: литая или механически обработанная (табл. 1). Массовая доля основных элементов на глубине до 500 мкм литой поверхности, по сравнению с механически обработанной, была более стабильной. По-видимому, оказывала свое влияние дендритная ликвация, особенно по осям и междендритным пространствам.

В микроструктуре пера и замка лопаток (рис. 2) после ГИП по оптимальному варианту (4) микропоры и микротрешины не обнаружены. В целом, она аналогична структуре ранее исследованных образцов. Некоторое различие в микроструктуре и размерах частиц γ' -фазы (рис. 2, *в*, *е*) пера и замка лопатки, скорее всего, связано с различными условиями кристаллизации легирующих элементов.

Таблица 1 – Содержание основных элементов у поверхности замка лопатки из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) после ГИП по оптимальному режиму, (вариант 4)

Расстояние от поверхности, мкм	Массовая доля элементов, %					
	Al	Ti	Cr	Co	Ni	W
0...5	3,1*)	2,9	16,1	9,2	60,0	8,4
	4,0	3,3	15,6	8,1	62,2	5,9
$100^{\pm 10}$	3,8	2,9	15,6	8,8	59,5	9,0
	4,3	4,6	16,9	7,9	61,3	4,9
$500^{\pm 10}$	3,9	3,0	15,6	8,8	59,6	8,7
	4,2	3,8	15,6	8,8	61,0	6,3

Примечание: *) числитель – литая поверхность; знаменатель – механически обработанная поверхность.

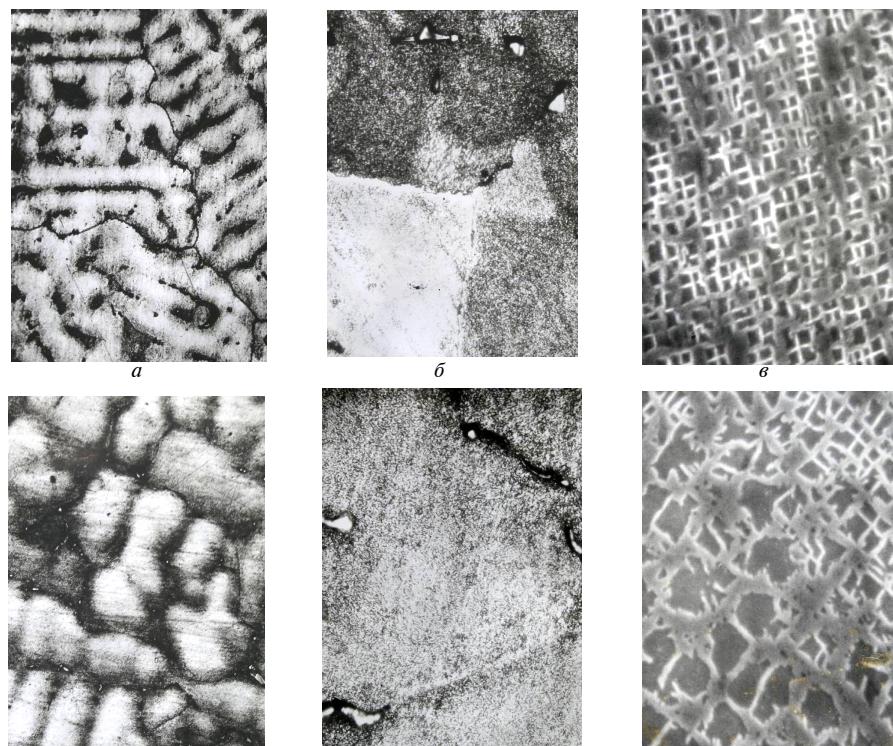


Рис. 2. Микроструктура пера (*а*, *б*, *в*) и замка (*г*, *д*, *е*) рабочей лопатки ТВД из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) после ГИП+850 °C, 24 ч: *а*, *г* – $\times 100$; *б*, *д* – $\times 500$; *в*, *е* – $\times 5000$

На образцах, вырезанных из пера и замка лопатки, определяли механические свойства при различных температурах (табл. 2). Установили, что прочностные (σ_e , $\sigma_{0,2}$) и пластические (δ) свойства металла пера и замка лопатки мало отличались между собой и заметно превышали требования нормативно-технической документации (НТД) на поставку лопаток.

Провели испытания трех лопаток из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) на усталость по методике, предусмотренной «Едиными техническими условиями на усталостные испытания лопаток газотурбинных установок». Лопатки, прошедшие ГИП по оптимальному режиму, испытывались при возбуждении первой изгибной формы колебаний при температуре $20^{\pm 5}$ °С. При задании уровня переменных напряжений динамический модуль упругости для данного материала был принят равным 210 ГПа. За критерий разрушения лопатки принималось снижение резонансной частоты на 1 % относительно исходного значения. Для визуального обнаружения усталостной трещины испытания продолжались до снижения резонансной частоты на 10 %, но наработанные при этом циклы не учитывались. Нагружение лопатки задавалось по тензорезистору, показывающему максимальное напряжение.

Усталостные испытания каждой лопатки проводились в два этапа:

1) испытания при нагружении на уровне требований технических условий ($\sigma = 240$ МПа на базе $2 \cdot 10^7$ циклов). После испытаний лопатки подвергались люминесцентному контролю на наличие возможных усталостных трещин;

2) лопатки, прошедшие этап 1 без возникновения трещин, подвергались дальнейшим испытаниям до разрушения при ступенчато-возрастающей нагрузке (280, 320, 360 МПа) по методике ОСТ 100870-77.

Усталостные испытания рабочих лопаток ТВД из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) после ГИП по оптимальному режиму показали, что при уровне нагружения 240 МПа все три лопатки прошли базу $2 \cdot 10^7$ циклов без разрушения, что свидетельствует о соответствии предоставленной выборки лопаток требованиям НТД на поставку лопаток по пределу выносливости.

Таблица 2 – Механические свойства образцов из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) после ГИП по оптимальному режиму (вариант 4)

Место отбора образцов	Температура испытания, °С	Средние значения механических свойств		
		σ_e , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
перо	20	881	790	6,8
	850	847	777	5,6
замок	20	928	818	6,0
	850	850	798	13,0
Требования НТД	20	≥ 870	≥ 770	$\geq 3,0$
	850	≥ 800	≥ 740	$\geq 5,0$

Условный предел выносливости лопаток на базе $2 \cdot 10^7$ циклов, определенный по результатам второго этапа испытаний, колебался для разных лопаток от 260 до 340 МПа. При этом разрушение лопаток происходило в зоне не далее, чем 56 мм от основания хвостовика. Внешних дефектов в местах усталостных трещин ни на одной из испытанных лопаток не обнаружено.

На охлаждаемых лопатках из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) изучали влияние ГИП на качество поверхностного защитного алитированного покрытия (ГЦП), выполненного методом газоциркуляционного насыщения поверхности по следующим вариантам:

- 1) ГИП без ГЦП; 2) ГИП + ГЦП; 3) ГЦП + ГИП + ГЦП.

Для контроля качества внутренней поверхности лопаток после ГЦП их разрезали по 5^{ти} сечениям и изготовили микрошлифы.

С поверхностей лопаток, обработанных по третьему варианту, после ГИП удаляли предварительно нанесенный алитированный слой по следующей схеме: гидроабразивное полирование поверхности; травление в растворе состава: кислота соляная HCl (390420 г/л), железо хлорное FeCl₃·6H₂O (2030 г/л), остальное вода H₂O (до 1 л), при температуре 25 °С в течение 24 ч.

Качественные показатели поверхностей лопаток из сплава ЖС26-ВИ(ВНК), исследуемых 3-х вариантов, изучали методами люминесцентной дефектоскопии (ЛЮМ1-ОВ) и металлографического анализа микроструктуры.

Визуальным осмотром и с помощью лупы (×8) наружной поверхности лопаток после ГИП установлено:

1) у лопаток без предварительного алитирования (вариант 2) поверхность имела темный, почти черный цвет;

2) у лопаток с предварительным алитированием (вариант 3) поверхность светло-серого цвета, на которой визуально дефекты в виде растрескиваний, отшелушивания, всучивания и т.п. не выявили.

На лопатках всех трех вариантов исследованиями не обнаружено компенсационных вмятин, но в зоне бандажных полок наблюдали единичные мелкие поры.

Внутренняя поверхность (охлаждаемых каналов) лопаток после ГИП была серого цвета и заметно светлее по сравнению с наружной.

Металлографическим исследованием ($\times 100$), а также люминесцентным контролем (ЛЮМ1-ОВ) в осевом сечении (рис. 3) в опытных лопатках не обнаружили внутреннюю микропористость, но выявили несколько участков с микропористостью, выходящей на поверхность и не устранимую газостатированием.

Микроисследования шлифов, вырезанных из пера газостатированных лопаток, показали:

1) на наружной и внутренней поверхностях неалитированных пустотелых (охлаждаемых) лопаток структурные изменения не обнаружены (рис. 4, *a*, *b*);

2) в наружном поверхностном слое алитированных лопаток глубина слоя после газостатирования увеличилась до 0,070...0,075 мм (рис. 4, *c*, *d*); за алитированным слоем на глубину до 0,2 мм от наружной поверхности наблюдался измененный слой с субзеренной структурой и обеднением по краям карбидов; в поверхностном слое внутренних (охлаждаемых) каналов алитированной лопатки глубина защитного покрытия составляла 0,008...0,01 мм (рис. 4, *e*); субзеренных изменений структуры от внутренней поверхности не выявлено, но имелись участки с обеднением по краям карбидов.

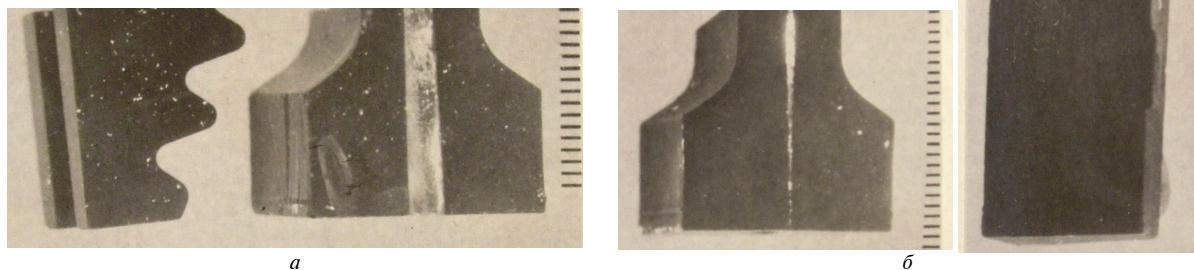


Рис. 3. Свечение люминофора (ЛЮМ-контроль) на поверхности осевого сечения замков серийных лопаток (*a*) и лопаток после ГИП (*b*)

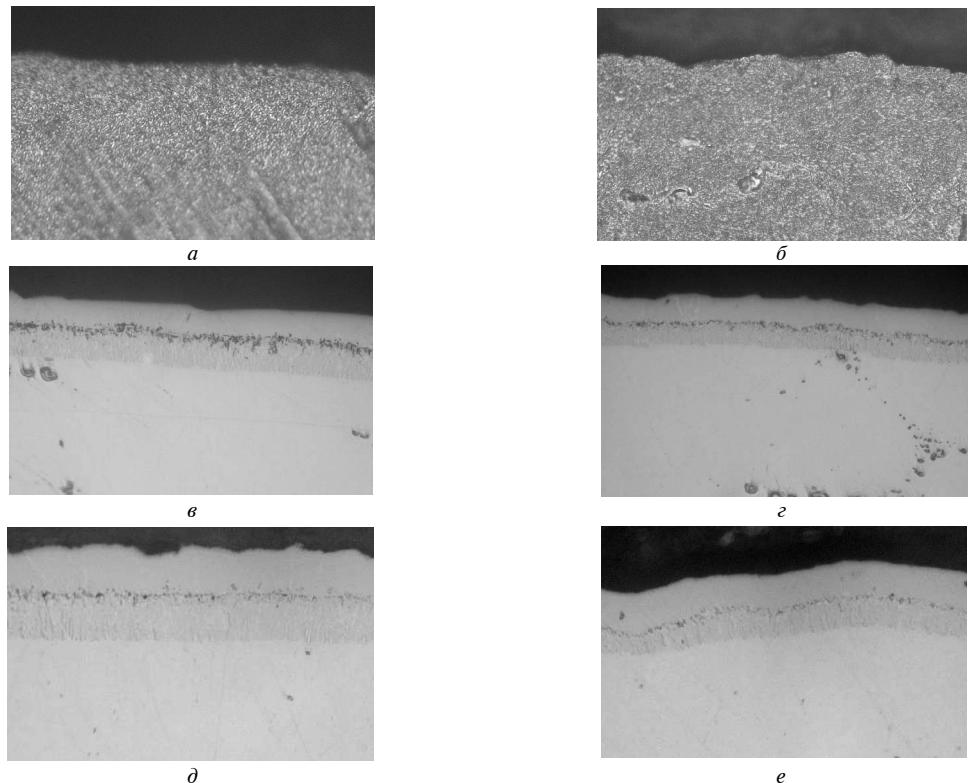


Рис. 4. Микроструктура наружных (*a*, *b*, *d*) и внутренних (*b*, *c*, *e*) поверхностных слоев лопаток из сплава ЖС26-ВИ(ВНК), прошедших ГИП, $\times 500$:

a, *b* – без алитирования; *c*, *e* – алитированный слой на лопатках варианта 2; *d*, *e* – алитированный слой на лопатках варианта 3

Микроструктура основы серийной (неалитированной) лопатки, а также после алитирования идентична. Характер микроструктуры указывает на то, что лопатки прошли высокотемпературный нагрев.

В термообработанных лопатках исследованных вариантов дисперсность γ' -фазы в осьях дендритов и в межосных пространствах была практически одинаковой.

Люминесцентным контролем методом ЛЮМ1-ОВ на лопатках без предварительного алитирования (вариант 1) наблюдались единичные точечные свечения люминофора, не превышающие требования НТД. На алитированных лопатках имелось сплошное фоновое свечение, состоящее из мельчайших близко расположенных точек. Вероятно это связано с изменениями в алитированном слое после газостатирования и закалки.

При изучении полноты удаления алитированного слоя с поверхности лопаток, полученных по третьему варианту, установили, что алитированный слой удален неполностью. На всей поверхности лопаток сохранилась часть внутренней зоны алитированного слоя толщиной 0,01...0,02 мм (лопатки с толщиной остаточного слоя $\leq 0,02$ мм удовлетворяют требованиям НТД).

Лопатки из сплава ЖС26-ВИ (ВНК), полученные по вариантам 2 и 3, прошли серийное газовое алитированное и ЛЮМ-контроль.

Визуальным осмотром лопаток после ГА на поверхности пера дефекты не обнаружили. Поверхность данных лопаток была чистой, гладкой, без нарушения покрытия. ЛЮМ-контролем на поверхности пера лопаток свечения не обнаружены. Ранее наблюдавшееся фоновое свечение после операции «закалка» отсутствовало. В то же время на лопатках в зоне радиуса перехода от пера к замку и на проточной поверхности замка наблюдались многочисленные слабосветящиеся точки, вызванные, предположительно, наличием неудаленного при ГА шлама.

Микроструктура алитированных слоев на лопатках из сплава ЖС26-ВИ(ВНК) соответствует «эталонам микроструктур алитированного слоя рабочих лопаток после газового алитирования». На исследуемых лопатках глубина алитированного слоя составляла:

1) вариант 2 – на наружной поверхности 0,032...0,040 мм, на внутренней поверхности – 0,020...0,022 мм;

2) вариант 3 – на наружной поверхности 0,036...0,040 мм на внутренней поверхности – 0,022...0,024 мм. При нормах, согласно требованиям НТД – на наружной поверхности 0,02...0,05 мм, на внутренней – 0,01...0,05.

Выводы

1. Горячее изостатическое прессование (ГИП) рабочих лопаток из сплава ЖС26-ВИ(ВНК)

улучшило микроструктуру за счет существенного снижения усадочной микропористости.

2. Оптимальный режим термообработки лопаток, прошедших ГИП, обеспечил улучшение структуры сплава и повышение механических свойств. При этом усталостными испытаниями установлено, что опытные лопатки, прошедшие ГИП, имели условный предел выносимости на базе $2 \cdot 10^7$ циклов 260...340 МПа (нормативный условный предел выносимости при уровне нагрузления 240 МПа исследуемые лопатки прошли базу испытаний $2 \cdot 10^7$ циклов без разрушения).

3. Предварительное газовое алитирование лопаток, прошедших ГИП, имело удовлетворительное состояние (шелушение, отслоение и всучивание не обнаружено). Однако воздействие высоких температур привело к увеличенной шероховатости и образованию окислов на поверхности, что, вероятно, послужило причиной фонового свечения при контроле методом ЛЮМ1-ОВ.

4. Удаление, предварительно нанесенного алитированного слоя с поверхности газостатированной лопатки (вариант 3), травлением в растворе хлорного железа и соляной кислоты в течение 24ч обеспечили съем алитированного слоя с 0,075...0,080 мм до $\sim 0,02$ мм на наружных поверхностях и с 0,02 мм до 0,01 мм на внутренних.

5. Структура алитированного слоя после газового алитирования по серийному технологическому процессу на лопатках вариантов 2 и 3 удовлетворяет требованиям НТД.

Перечень ссылок

1. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки турбины. Часть II. Монография. / [Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др.]; [изд. 2-е, перераб. и доп.]. – Запорожье: Изд-во ОАО «Мотор Сич», 2007. – 496 с.
2. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / [Шалин Р. Е., Светлов И. Л., Качанов Е. Б. и др.]. – М. : Машиностроение, 1997. – 336 с.
3. Мак-Холвин Дж. М. Многоцикловая усталость никелевых сплавов : матер. междунар. конф. [в кн.: Жаропрочные сплавы для газовых турбин] / Мак-Холвин Дж. М. – М. : Машиностроение. – 1981. – С. 322–341.
4. The Effect of Hot Isostatic Pressing of the Greep and Fracture Behavior of the Cast Superalloy Mar-M002 / [Burt H., Dennison J.P., Elliot J.C., Welshire B.]. – Metals Scienca and Engineering, 1982. – N53. – P. 245–250.
5. Hot Isostatic Pressing of the alloy IN-718 / [Laberigts M., Herman G., Lonis P., Wellemag

- E. A.]. – High Temperature Alloys for Gas Turbines, Proceedings of a Conference Held in Liege, Belgium, 4-6 October, 1982. – Dordrecht. – P. 999–1013.
- 6.. Allison Manufacturing Property and Turbine Engine Performance of CMSX-4 Single Crystal airfoils / [Thomas M. C., Helmink R. C., Prasier D. J., Whetstone J. R. Indiana]. – USA. – 1994.

Поступила в редакцию 03.07.2009

N. A. Lysenko, V. V. Klochikhin, E. I. Tsivirko

INFLUENCE OF HOT ISOSTATIC PRESSING ON THE STRUCTURE AND PROPERTIES OF MONOCRYSTAL BLADES OF ЖС26-ВИ ALLOY

Гаряче ізостатичне пресування забезпечило суттєве зниження усадкової мікропористості монокристалічних турбінних охолоджувальних лопаток із сплаву ЖС26-В, що покращило однорідність їх мікроструктури та підвищило фізико-механічні властивості. Для таких лопаток визначені оптимальний режим термообробки та раціональна схема поверхневого газового алітирування. Якісні показники одержаних лопаток впевнено задовільняють вимогам діючих нормативів до відповідальних деталей ГТД.

Гаряче ізостатичне пресування, монокристалічні лопатки, нікелевий сплав, газове алітирування

Hot isostatic pressing has provided substantial reduction of contraction microporosity of the cooled monocrystal turbine blades made of ЖС26-ВИ alloy. It has improved homogeneity of their microstructure and increased their physical-mechanical properties. Optimum heat treatment mode and rational scheme of surface gas aluminizing has been determined for such blades. Quality characteristics of the produced blades fully meet requirements of the current norms concerning critical parts of GTE.

Hot isostatic pressing, monocrystal blades, nickel alloy, gas aluminizing

УДК 669.295:621.762

Д-р техн. наук О. М. Шаповалова, канд. техн. наук Е. П. Бабенко

Национальный университет, г. Днепропетровск

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА НА ПРОЦЕСС НАСЫЩЕНИЯ ГАЗАМИ ТИТАНОВЫХ ПОРОШКОВ

Проведены сравнительные термогравиметрические исследования титановых порошков разного способа производства. Изучено насыщение порошка газами при его нагреве выше температуры полиморфного превращения. Определены интервалы газонасыщения, дегазации и окисления порошка в зависимости от способа производства. Исследована структура титанового порошка при нагреве.

Термогравиметрические исследования, титановые порошки, насыщение газами, структура при нагреве, фаза

Благоприятное сочетание физико-химических и механических свойств дает титану и его сплавам широкое применение в машиностроении, авиастроении, космической технике для изготовления конструкционных изделий из порошков титана. Использование порошков в условиях, требующих высоких эксплуатационных свойств, возможно при достижении определенной плотности металла. К тому же свойства спеченных изделий, полученных методами порошковой металлургии титана, иногда превосходят свойства компактного металла. Это возможно путем получения композитов из несмешивающихся в расплавленном виде материалов.

Для управления свойствами спеченных изделий из титановых порошков к технологии их получения предъявляют общие требования, как и для других порошков, но, кроме того, имеются и специфические требования, особенности, обусловленные свойствами исходных титановых порошков.

Свойства титановых порошков зависят от способа производства, химического состава порошка, формы, структуры частиц [1, 2].

Как установлено [3, 4], скорость поглощения водорода, кислорода и других газов титановыми порошками, зависит от многих факторов.

Однако в литературе недостаточно освещено влияние температуры нагрева при спекании деталей на свойства и структуру готового изделия. Вместе с тем, эти данные важны при спекании конструкционных изделий из титановых порошков, которые представляют научный и практический интерес.

Для исследования были взяты порошки разного способа производства: полученные электролизом в промышленных условиях; электролизом с рафинированием, т. е. порошки повышенной чистоты; а также полученные восстановлением — натрием и магнием. Содержание газовых примесей в металле исследованных порошков оказалось различным (табл.1). Титан, как химически очень активный металл, поглощает газы не только при повышенных температурах, но и при комнатной температуре [4].

Многочисленными исследованиями [5–6] показано, что титановые порошки поглощают водород при комнатной температуре, и скорость абсорбции увеличивается с ростом температуры нагрева. С целью установления поглощения водорода и кислорода проведены исследования на дериватографе Q-1500D системы Паулик-Паулик ЭРДЕЙ фирмы МОМ – Венгрия, где термопара была изготовлена из платино-платинородиевого сплава.

Таблица 1 – Содержание газовых примесей в титановых порошках разного производства

Способ производства титанового порошка	Твердость HB, МПа	Содержание газовых примесей, %					$\Sigma Cl+N$	$\Sigma O+N+C$	Σ всех газов
		Cl	N	C	H	O			
Электролитическое рафинирование	867	0,054	0,012	0,005	0,0102	0,029	0,064	0,046	0,101
Промышленный электролиз	1270	0,041	0,017	0,014	0,0075	0,083	0,0485	0,114	0,162
Восстановление натрием	1290	0,121	0,010	0,0056	0,080	0,112	0,201	0,128	0,329
Восстановление магнием	2380	0,105	0,270	0,085	0,126	0,176	0,231	0,531	0,762

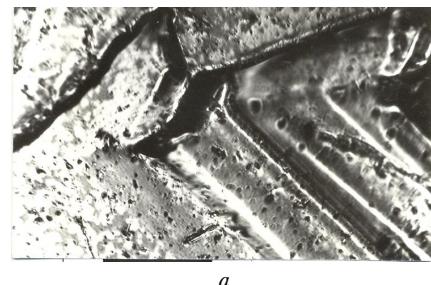
Во всех порошках, независимо от способа производства, в исходном состоянии (при комнатной температуре) титановые порошки содержали определенное количество газовых примесей, которые находятся как на поверхности частицы, так и в порах частиц. Поверхность частиц покрыта защитной пленкой, что подтверждает высокую активность металла к газам. На поверхности частиц титановых порошков находятся остатки электролита, которые с повышением температуры начинают взаимодействовать с металлом, образуя при этом слой из соединений его с газами (рис. 1, а). Например, $Ti + 3Cl = TiCl_3$; $Ti + O_2 = TiO_2$; $Ti + H = TiH$. С течением времени толщина слоя увеличивалась. Образование таких соединений на поверхности частиц влечет за собой изменение массы образца. По своей природе, что подтверждено определением фазового состава порошка, пленка состояла из оксидов, гидридов или их сложных соединений и обладала недостаточной механической прочностью, легко разрушалась под действием напряжений в местах резких переходов рельефа поверхности частиц. Толщина насыщенного слоя была неравномерной и в некоторых местах достигала 35–45 мкм (рис. 1, б). Микротвердость таких участков была значительно ниже (на 15–20 %) в сравнении с микротвердостью основного металла частицы.

Как показали термогравиметрические исследования титановых порошков, изменения температуры, при которых установлено насыщение металла газами, дегазация и окисление в порошках каждого способа получения порошка происходят по-разному (табл. 2 и рис. 2). Это зависит как от способа получения порошка, так и от содержания газовых примесей в них.

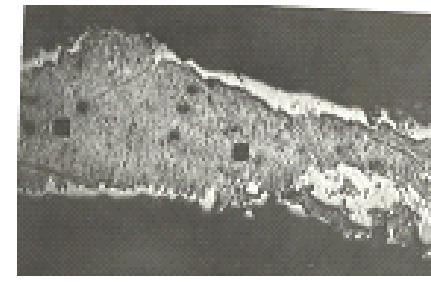
Нагрев порошка проводили до температуры выше полиморфного превращения. При этом были экспериментально зафиксированы три температурных интервала, в каждом из которых установлено изменение количества массы порошка и его физико-химических характеристик.

Таблица 2 – Характеристики дифференциального-термического и термогравиметрического анализа в процессе нагрева и охлаждения проб титановых порошков разных способов производства

Способ производства титанового порошка	НВ, МПа	Навеска m , мг			Нагрев, °C								Окисление m , мг
		До нагрева m_1 , мг	После нагрева m_2 , мг	Δm , мг	T_1-T_2 , °C	ΔT_1 , °C	Газонасыщение, $TG m$, мг	T_2-T_3 , °C	ΔT_2 , °C	Дегазация, $TG m$, мг	T_3-T_4 , °C	ΔT_3 , °C	
Электролитическое рафинирование	850	134	154	20	20-120	100	+0,3	120-700	580	-2,9	700-900	200	22,6
Электролиз	1030	145	159,8	14,8	20-230	210	+0,4	230-650	420	-2,6	650-900	250	14,8
Восстановление натрием	1160	133,6	154,7	21,1	20-330	310	+2,8	330-420	90	-1,8	420-800	380	18,4
Восстановление магнием	2390	136,0	155,6	9,6	20-180	160	+0,4	180-350	170	-0,4	350-710	360	0,6



а



б

Рис. 1. Защитная пленка на поверхности (а) и в сечении частицы титанового порошка с оксидной пленкой (б)

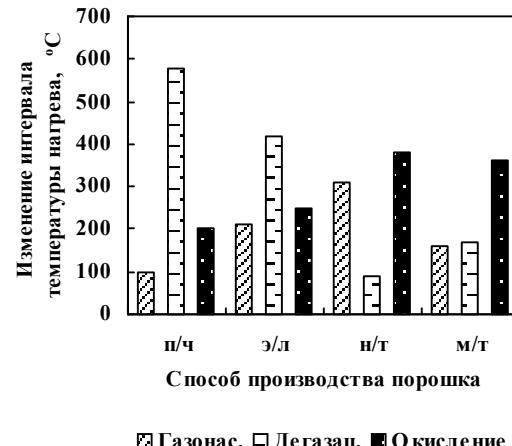


Рис. 2. Изменение интервала температуры нагрева титановых порошков от способа их производства

Первый интервал (20–330 °С) – насыщение газами титановых порошков разного способа производства. Кристаллическая решетка компактного металла имеет прочную металлическую связь, которую при комнатной температуре внедренным атомам газа трудно разрушить. Они искажают кристаллическую решетку титана, изменяя при этом ее параметры. С ростом степени загрязненности порошка примесями внедрения, как показали рентгенографические исследования, установлено более сильное искажение параметров решетки титана. А с повышением температуры нагрева, независимо от способа производства порошка, насыщение металла газами растет по разным механизмам. Оно происходит до определенной степени, пока не наступит разрыв атомных связей.

Как было ранее нами установлено [6], титан активно поглощает, в первую очередь, водород и кислород, поскольку их размеры атомов (водорода 0,04 мкм) меньше или немного выше (кислорода 0,068 мкм) размера октаэдрической поры титана (0,062 мкм), в которую он внедряется. Кристаллическая решетка титана повышенной чистоты более совершенна, близка к решетке компактного титана, зерна имеют малую протяженность границы, где сосредоточены дефекты ее. И внедриться в такую решетку даже атому водорода, размер которого меньше, чем размер поры, трудно. Поэтому для насыщения таких кристаллов газами понадобится 10 мин, а температура поднимется на 100 °С.

Наибольшее насыщение титана газами наблюдается в порошках натриетермического производства. Видимо, это связано с образованием высокой пористости и разветвленности в частицах при таком способе производства порошков. Для его насыщения газами понадобится 30 мин, и температура за это время поднимется до 330 °С. Порошок, из-за высокой разветвленности частиц, имеет большую протяженность границ зерен, где присутствует повышенное количество различных дефектов. А с повышением температуры все дефекты перемещаются вовнутрь зерна. В порошках магниетермического способа производства как время (20 мин), так и температурный интервал (160 °С) насыщения порошка газами меньше по сравнению с нагревом порошков натриетермического производства. Объясняется это наличием небольшого количества вакантных мест в октаэдрических порах кристаллической решетки частиц титанового порошка магниетермического способа производства для заполнения их новыми атомами газов, что подтверждено незначительным ростом массы пробы.

Второй интервал (120–700 °С) – дегазация порошка. Наиболее широкий температурный ин-

тервал дегазации установлен в кристаллах рафинированного титана (120–700 °С). Как было указано выше, рафинированный титан чист по содержанию атомов примесей внедрения. Однако для атомов водорода кристаллическая решетка титана «прозрачная». К тому же, скорость диффузии атомов водорода в титане очень высокая, а с ростом температуры еще выше. Поэтому атомы внедрения свободно могут как заполнять, так и освобождать октаэдрические поры титана. При этом хаотичность в движении атомов газа увеличивается, что способствует расширению температурного интервала дегазации до 700 °С. Масса пробы рафинированного титанового порошка при дегазации уменьшается на ~2 %. В магниетермических порошках интервал дегазации в 3,3 раза уже, чем у рафинированного титана, следовательно, массу он теряет в 14 раз меньше. Это подтверждает тот факт, что, несмотря на повышение температуры нагрева при дегазации, другим примесям внедрения (кислороду, азоту, углероду), в силу большего размера их атомного радиуса, чем октаэдрическая пора, покинуть ее практически невозможно. И масса пробы при этом уменьшается незначительно.

Третий интервал – окисление порошка (350–900 °С). Во всех порошках процесс окисления начинается до температуры полиморфного превращения. В магниетермических порошках окисление идет при низких температурах 350–710 °С, в то время как в порошках рафинированного титана окисление только при 700 °С начинается и продолжается до 900 °С. Это можно объяснить тем, что в порошках магниетермического способа производства присутствует 0,176 % кислорода, количество которого достаточно для образования с титаном при нагреве в интервале 350–800 °С неустойчивого соединения Ti_6O , имеющего очень низкую теплоту образования. В рафинированном титане кислорода в 6 раз меньше по сравнению с порошками магниетермического производства, и при этих температурах титану недостаточно атомов кислорода для образования оксида титана. В электролитических промышленных порошках оно продолжается и после остановки нагрева пробы. Температурные интервалы окисления в порошках тоже неравномерные. Например, в порошках с повышенным содержанием примесей, а именно: натриетермического и магниетермического способов производства, где интервалы температур более широкие (360–380 °С), процесс окисления продолжается по времени 36–38 мин. Скорость окисления их при этом составляет 10 град/мин. В электролитическом рафинированном титане или в промышленных электролитических порошках интервал окисления составляет 200–250 °С. Это на 60 % ниже интервала температуры окисления порошков маг-

ниетермического способа производства. Установлено резкое увеличение массы пробы, которое подтверждено рентгенографическим фазовым анализом определением образовавшегося на поверхности оксигидридного слоя, состоящего из TiO_2 , TiO , TiH (рис. 3).

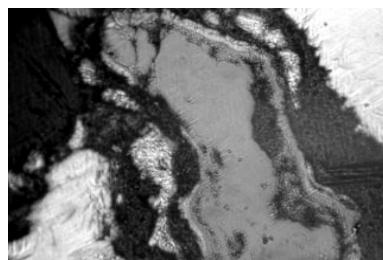


Рис. 3. Микроструктура в сечении частиц нетравленого титанового порошка, $\times 300$

В натрие- и магнитермических титановых порошках окисление заканчивается на 10–20 % ниже температуры полиморфного превращения, и увеличение по массе несколько ниже, чем в рафинированном титане. Например, в порошках магнитермического производства привес на порядок ниже по сравнению с рафинированным титаном, а в натриетермических порошках всего на 30 % ниже. Это еще раз подтверждает повышенное загрязнение этих порошков примесями внедрения. В таких титановых порошках октаэдрические поры уже заполнены подобными атомами, и внедриться новым атомам газа очень трудно.

Эти явления очень важны, их необходимо учитывать при выборе температуры спекания изделий из порошков титана разного способа производства. К тому же, нельзя исключать, что электролитические промышленные порошки продолжают окисляться после спекания, т.е., при охлаждении. Образующаяся при этом оксигидридная пленка будет утолщаться, со временем разрыхляться, отслаиваться, следовательно, размеры спекаемого образца уменьшаются.

Изменение массы пробы для каждого вида порошка с ростом температуры нагрева происходит по-разному. Как показано на рис. 4, изменение в массе порошка идет на всех трех стадиях нагрева, т.е. при газонасыщении, дегазации и окислении, когда происходит уплотнение в кристаллической решетке α -титана атомами примесей внедрения, перестройка ее и образование новых соединений на поверхности кристаллов. Все это будет способствовать насыщению поверхности изделий газами при спекании, образованию оксигидридов и их отслаиванию.

Интервал температур 200–310 °C – это интервал температур, при которых могут происходить одновременно газонасыщение, дегазация и окисление титановых порошков (рис. 5).

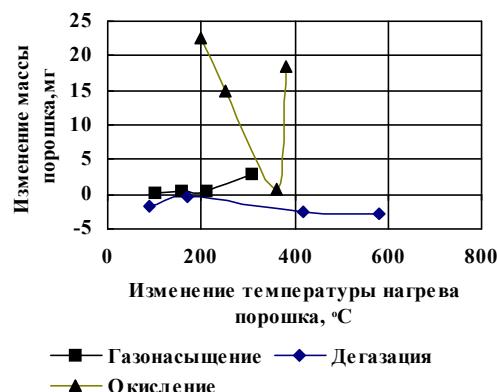


Рис. 4. Изменение массы пробы титановых порошков разного способа производства при нагреве

Длительное газонасыщение и окисление установлено в порошках натриетермического способа производства, но дегазация в них самая короткая. Видимо, это можно объяснить малой летучестью образовавшихся соединений на поверхности и в порах частиц.

Кроме того, с повышением температуры нагрева идет образование закрытых пор или полузакрытых микропор, где сохраняются остатки электролита, для удаления которого требуется разрушение структуры металла.

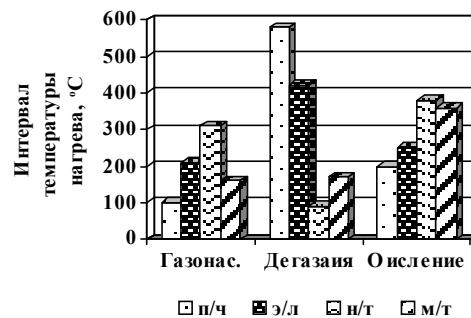


Рис. 5. Изменение интервала температуры нагрева порошков от способа их производства

Наиболее резкие перепады в изменении на вески пробы наблюдаются в порошках повышенной чистоты и в порошках натриетермического производства (рис. 6, 7). Это связано как с чистотой металла, так и с наличием повышенного содержания водорода и хлора в них, а также с особенностями производства порошка. Атомы водорода, находящиеся на поверхности частиц, с ростом температуры, имея повышенную скорость диффузии, проникают в октаэдрические пустоты быстрее, чем остальные примеси внедрения.

Для рафинированного титана повышенной чистоты таких пустот не настолько много как в порошках другого производства, и заполнение

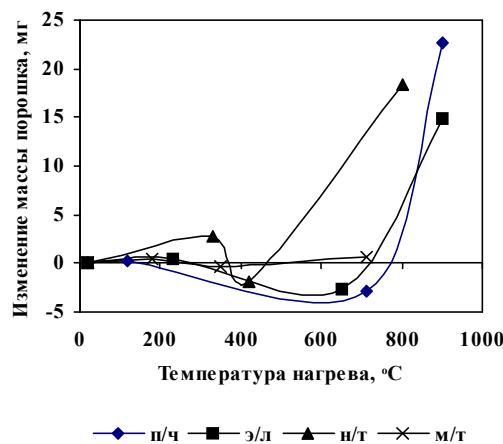


Рис. 6. Изменение массы пробы порошков в зависимости от температуры нагрева



Рис. 7. Изменение массы пробы титанового порошка при нагреве в зависимости от способа его производства

их происходит при низких температурах. В порошках натриетермического способа производства идет наибольший привес по массе вследствие высокой как поверхностной, так и внутренней пористости частиц. С ростом температуры нагрева происходит заполнение этих пор атомами газов, взаимодействие их между собой, с титаном или остатками хлоридов и другими солями, образование новых соединений и дальнейшее захлопывание пор.

При охлаждении пробы электролитического порошка промышленного производства вместе с печью наблюдалось продолжение синусоидального изменения навески порошка (чредующее явление): дегазация с окислением (рис. 8). Как только с понижением температуры происходит удаление водорода из кристаллической решетки α -титана, его место занимает кислород, и вес пробы незначительно, но растет. Молекулы окси-гидридного монослоя защитной пленки на поверхности частиц начинают терять металлическую связь с основным металлом и, по истече-

нию некоторого времени или при повышении температуры, наступает полный разрыв в кристаллической решетке титана. Образовавшийся монослой неметаллического соединения становится хрупким, непрочным, легко отслаивается от основы. При этом порошок теряет вес пробы. Однако освобожденная от неметаллических соединений поверхность частицы является чистой и способна вновь поглощать газовые примеси.

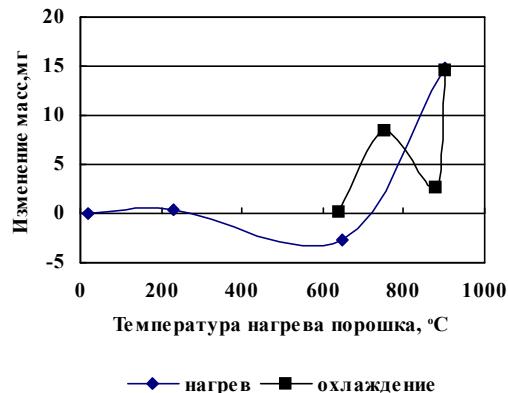


Рис. 8. Изменение навески электролитического титанового порошка при нагреве и охлаждении

Итак, проведенными исследованиями по газонасыщению титановых порошков разного способа производства при нагреве в атмосфере воздуха установлено:

- титановые порошки более активно поглощают газы при нагреве, чем при комнатной температуре;
- насыщение поверхности частиц газами происходит в три стадии: газонасыщение, дегазация, окисление;
- насыщение порошка газами зависит от способа производства порошка, химического, фазового составов, а также от структуры поверхностного слоя;
- насыщение порошка газами необходимо учитывать при спекании изделий;
- спекание изделий из титановых порошков необходимо проводить с учетом способа их производства.

Перечень ссылок

1. Глазунов С. Г. Порошковая металлургия титановых сплавов / С. Г. Глазунов, К. М. Борзецкая. – М. : Металлургия, 1989. – 136 с.
2. Шаповалова О. М. Исследование структуры и свойств титановых порошков / О. М. Шаповалова, Е. П. Мовчан, Ю. И. Рысьева // Производство титана и его применение в народном хозяйстве : матер. Всесоюзн. конф. – Запорожье, 1976. – С. 113–116.

3. Пульцин Н. И. Взаимодействие титана с газами / Пульцин Н. И. – М. : Металлургия, 1969. – 374 с.
4. Лучинский Г. П. Химия титана / Г. П. Лучинский. – М. : Изд-во «Химия», 1971. – 470 с.
5. Шаповалова О. М. Вплив вмісту кисню в титані на поглинання водню / О. М. Шаповалова, О. П. Бабенко // Вісник Академії митної служби України. – Д., 2003. – № 2. – С. 74–79.
6. Shapovalova The production of hydrides in titanic powders under different ways of manufacturing / O. M. Shapovalova, E. P. Babenko // Hydrogen Materials Science and Chemistry of Carbon Nanomaterials. – Sevastopol-Kiev, 2005. – Р. 238–239.

Поступила в редакцию 07.11.2009

O. M. Shapovalova, Ye. P. Babenko

INFLUENCE OF HEAT TEMPERATURE ON SATURATION BY GAUZE OF TITANIUM POWDERS

Проведено порівняльні термогравіметричні дослідження титанових порошків різного способу виробництва. Досліджено насичення порошку газами при його нагріві вище температури поліморфного перетворення. Визначені інтервали газонасичення, дегазації та окислення порошку залежно від способу виробництва. Досліджена структура титанового порошку при нагріві.

Термогравіметричні дослідження, титанові порошки, насичення газами, структура при нагріві, фаза

There were performed comparative thermogravimetric analyses of titanium powders of different kinds of production. There was studied gas saturation of the powder in case of its heating above polymorphic transformation temperature. There were determined intervals of gas saturation, degassing and oxidation of the powder depending on production method. There was studied structure of titanium powder at heating.

Thermogravimetric analyses, titanium powders, saturation with gases, oxidation, structure at heating, phase

УДК 669.721.5

Канд. техн. наук В. А. Шаломеев, д-р техн. наук Э. И. Цивирко

Национальный технический университет, г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ IV ПОДГРУППЫ ПЕРИОДИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ Д. И. МЕНДЕЛЕЕВА НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СПЛАВА МЛ-5

Исследовано влияние элементов IV подгруппы (Si, Ge, Sn и Pb) на структурообразование, механические свойства и жаропрочность магниевого сплава Мл-5 и установлено, что механические свойства и жаропрочность сплава Мл-5 зависят от электронного строения и расположения в периодической таблице Д. И. Менделеева указанных элементов.

Магниевый сплав, структурообразование, жаропрочность, электронное строение

Магниевые сплавы, как наиболее легкие конструкционные металлы, находят все большее применение в машиностроении, обеспечивая повышение характеристик агрегатов за счет снижения веса конструкций [1]. При этом, важным показателем является сравнительно низкая стоимость магниевых сплавов без применения дорогих и дефицитных легирующих добавок [2].

Поэтому разработка высококачественных магниевых сплавов без применения дорогостоящих легирующих компонентов является актуальной задачей.

Одним из способов улучшения физико-механических свойств литьих сплавов при сохранении достаточной вязкости является образование сложнолегированных твердых растворов [3].

Растворимость элементов в магнии определяется близостью их атомных диаметров (A_r _{Mg} и A_r _{Эл}), которые, согласно Юм-Розери [4], должны отличаться не более, чем на 15 %. В противном случае происходит понижение энергии связи атомов растворителя и легирующих элементов, а вследствие искажения кристаллической решетки растворимость легирующего элемента уменьшается.

Другим важным условием растворимости элемента в металле-основе, по данным Даркена-Гурри [5], является небольшая разность электроотрицательности ($\Delta\chi$)_{Mg} и $\Delta\chi$ _{Эл.}, которая не должна превышать 0,2–0,4. Фактически переход атомов легирующих элементов в металлический раствор определяется не путем захвата электронов и образования ионных соединений, а наоборот, способностью отдавать электроны в коллективизированное состояние и превращаться в металлический ион.

В настоящее время собран большой экспериментальный материал о характере взаимодействия магния с другими элементами периодической системы Д. И. Менделеева [6]. Химические свойства магния определяют два валентных электрона s^2 во внешней оболочке его атома, которые он может легко отдавать, приобретая устойчивую кон-

фигурацию s^2p^6 . С элементами IV подгруппы – Si, Ge, Sn и Pb магний образует соединения, отвечающие правилам валентности, и получающихся путем передачи обоих s -электронов магния атомам легирующих элементов с образованием стойких s^2p^6 состояний. В результате устойчивое s^2p^6 – состояние образуется и атомами магния и атомами неметалла или полуметалла, что должно вызвать их определенное обособление с появлением энергетической щели и полупроводниковых свойств. Поэтому соединения подгруппы характеризуются высокими значениями теплоты образования, пониженной электропроводностью и хрупкостью. При этом, температуры плавления и устойчивость соединений увеличиваются по мере усиления металлоидного характера [7]. Проведенный анализ диаграмм состояния двойных систем элементов IV подгруппы с магнием показал, что при повышении температуры плавления соединений происходит развитие гетерогенной области их существования за счет области твердых растворов. Температуры плавления растут от Mg_2Pb к Mg_2Si вследствие повышения электроотрицательности в ряду Pb, Sn, Ge, Si (рис. 1) [8].

Элементы IV группы – Si, Ge, Sn и Pb являются широко распространенными и доступными. Кроме того, они обеспечивают благоприятный фактор по отношению к магнию (таблица 1), поэтому могут быть перспективными в качестве легирующих элементов при создании магниевых сплавов с повышенными механическими свойствами.

В настоящей работе изучали влияние Si, Ge, Sn и Pb на структуру и свойства отливок из магниевого сплава Мл-5.

Магниевый сплав Мл-5 выплавляли в индукционной тигельной печи типа ИПМ-500 по серийной технологии. Расплав рафинировали флюсом ВИ-2 (4048 % $MgCl_2$, 3040 % KCl, 5 % $BaCl_2$, 35 % CaF_2) в раздаточной печи и из нее порционно отбирали ковшом расплав. В последний вводили присадки лигатур Mg-Si (47 % Si),

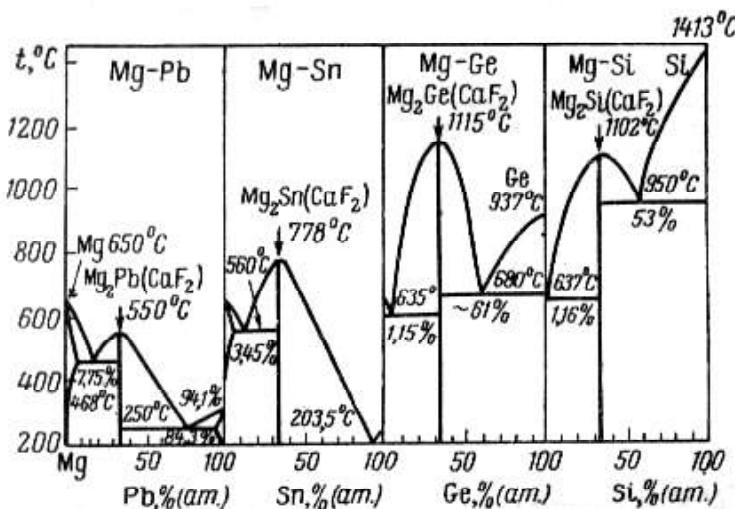


Рис. 1. Диаграммы состояния Mg-Pb, Mg-Sn, Mg-Ge, Mg-Si [9]

Таблица 1 – Атомные радиусы, электроотрицательность элементов и их соотношение с магнием [10]

Элемент	A_r Эл., пм	$(A_{Mg}-A_r)$ Эл. / A_{Mg} , %	$\varnothing/O_{\text{Эл.}}$	$\varnothing/O_{Mg} - \varnothing/O_{\text{Эл.}}$
Mg	160	–	0,56	–
Si	136	15,0	0,83	-0,27
Ge	139	13,1	0,84	-0,28
Sn	158	1,3	0,75	-0,19
Pb	175	-9,4	0,78	-0,22

Mg-Ge (24 % Ge), свинца С3 (99,9 %) ГОСТ 3778-77, олова О2 (99, 56 %) ГОСТ 860-75 для получения по расчету 0; 0,05; 0,1; 1,0 % масс. элементов и заливали песчано-глинистые формы для получения стандартных образцов с рабочим диаметром 12 мм для механических испытаний. Образцы проходили термическую обработку в печах типа Бельвию и ПАП-4М по режиму: гомогенизация при 415 ± 5 °С, выдержка 15 ч, охлаждение на воздухе и старение при 200 ± 5 °С, выдержка 8 ч, охлаждение на воздухе.

Предел прочности и относительное удлинение образцов определяли на разрывной машине Р5 при комнатной температуре.

Длительную прочность при температуре 150 °С и напряжении 80 МПа определяли на разрывной машине АИМА 5-2 на образцах с рабочим диаметром 5 мм по ГОСТ 10145-81.

Микроструктуру отливок изучали методом световой микроскопии («Neophot 32») на термически обработанных образцах после травления реактивом, состоящем из 1 % азотной кислоты, 20 % уксусной кислоты, 19 % дистиллированной воды, 60 % этиленгликоля.

Микротвердость структурных составляющих сплава определяли на микротвердомере фирмы «Buehler» при нагрузке 0,1 Н.

Химический состав сплава различных вариантов удовлетворял требованиям ГОСТ 2856-79 и по содержанию основных элементов находился примерно на одном уровне (8,5 % Al, 0,34 % Mn, 0,30 % Zn, 0,01 % Fe, 0,006 % Cu).

Макрофрактографическое исследование изломов литого металла различных вариантов показало, что с повышением концентрации свинца, олова, германия и кремния в сплаве, его структура измельчалась (рис. 2).

Термическая обработка способствовала улучшению структурной однородности сплава, при этом границы зерен выравнивались и становились более четкими.

Микроструктура сплава Мл-5, отлитого по серийной технологии, представляла собой δ -твердый раствор с наличием эвтектики типа $\delta + \gamma(Mg_{17}Al_{12})$ и интерметаллида $\gamma(Mg_{17}Al_{12})$ (рис. 3, а).

Влияние элементов 4 подгруппы на микроструктуру сплава Мл-5 идентично: наличие их в сплаве от 0,05 % до 1,0 % каждого способствовало некоторому уменьшению расстояния между осями дендритов второго порядка и размеров структурных составляющих, а также дроблению эвтектики (рис. 3, б-м). При этом, измельчение зерна было большим у свинца, а меньшим у кремния. С повышением концентрации исследуемых элементов в сплаве, размеры эвтектики $\delta + \gamma(Mg_4Al_3)$ заметно уменьшались, а количество интерметаллидных выделений увеличивалось, что и приводило к измельчению зерна (табл. 2). В то же время микроструктура сплава Мл-5, содержащего германий и кремний, имела некоторые отличия — кроме основных структурных составляющих, в исследуемых сплавах наблюдались крестообразные и пластинчатые выделения, характерные для химических соединений типа Mg_2Ge и Mg_2Si (рис. 4).

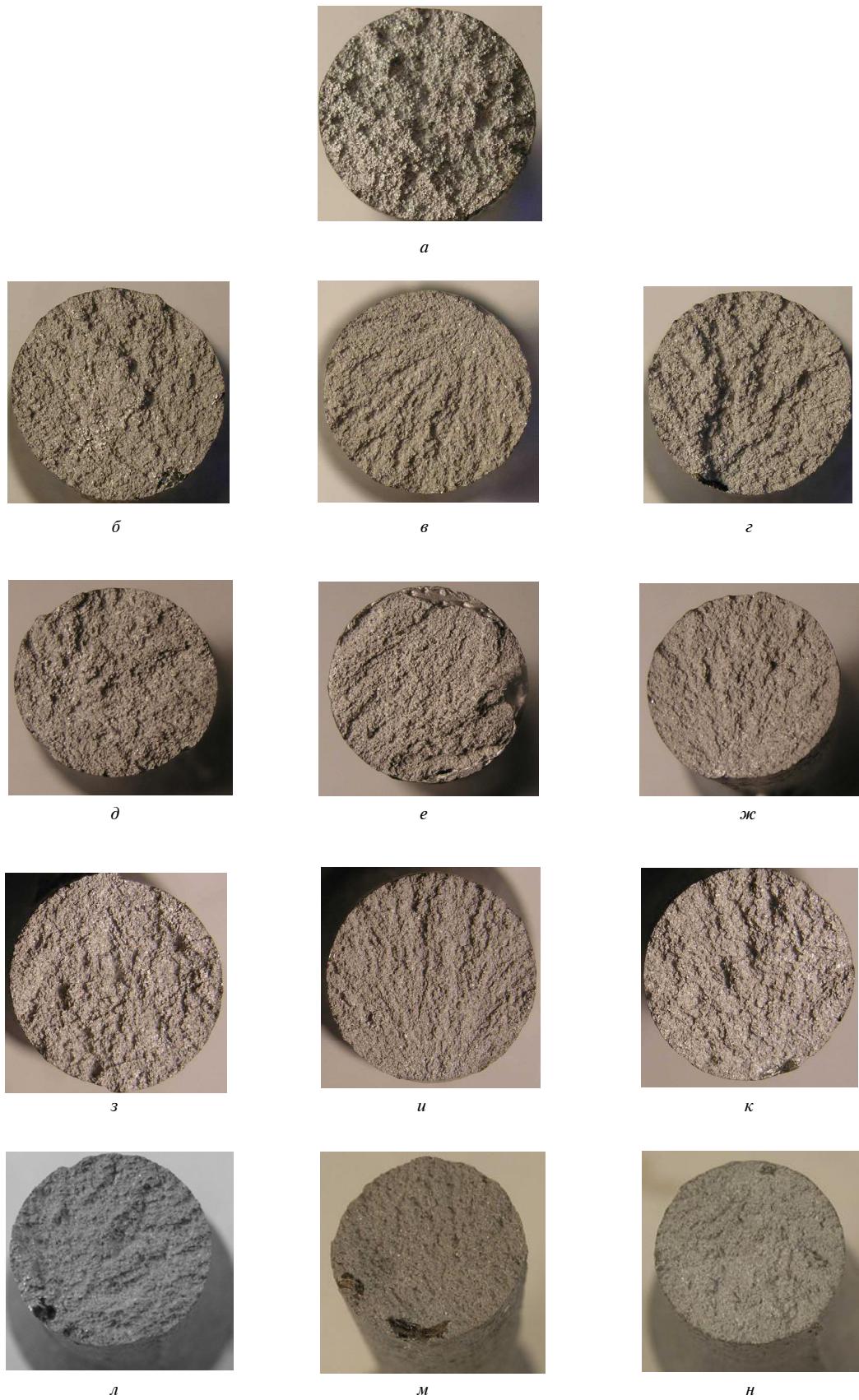


Рис. 2. Изломы образцов литого сплава Мл-5 (a) и с элементами Pb (б–г); Sn (д–ж); Ge(з–к); Si (л–н): 0,05 % (б, д, з, л); 0,1 % (в, е, у, м); 1,0 % (г, ж, к, н) $\times 3,5$

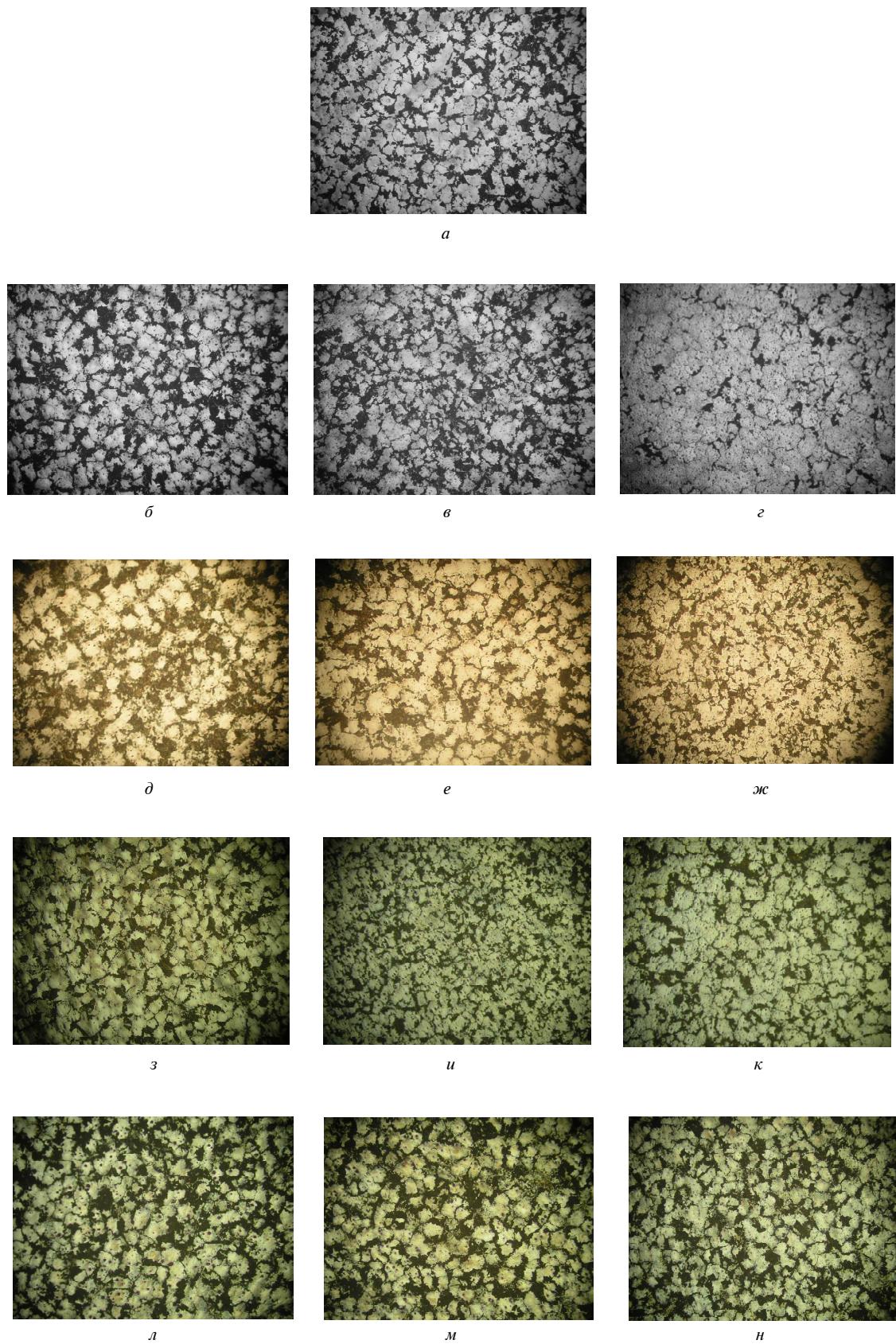


Рис. 3. Микроструктура образцов термообработанного сплава Мл-5 (*a*) и элементами Pb (*b*–*c*); Sn (*d*–*ж*); Ge(*з*–*к*); Si (*л*–*н*): 0,05 % (*б*, *д*, *з*, *л*); 0,1% (*в*, *е*, *и*, *м*); 1,0 % (*г*, *ж*, *к*, *н*) $\times 100$

Таблица 2 – Средний размер структурных составляющих и микротвердость образцов из сплава Мл-5

Элемент	Кол-во, % масс. (по расчету)	Величина микрозерна, мкм	Расстояние между осами дендритов 2-го пор., мкм	Микротвердость матрицы, HV, МПа		
				до т/o	после т/o	после испытан. на жаропрочн. (τ_{80}^{150})
–	–	140	18	840,9	1114,1	1179,5
Pb	0,05	135	17	839,9	1116,5	1290,0
	0,1	110	15	939,1	1141,0	1347,8
	1,0	80	13	978,2	1141,0	1365,6
Sn	0,05	125	14	866,9	1122,4	1236,5
	0,1	100	13	956,5	1129,5	1307,5
	1,0	90	10	986,5	1145,9	1493,7
Ge	0,05	125	18	980,0	1202,4	1365,1
	0,1	100	17	990,0	1211,5	1370,5
	1,0	100	16	1050,3	1245,9	1438,5
Si	0,05	130	18	995,9	1290,5	1390,1
	0,1	130	18	1196,1	1351,0	1397,5
	1,0	110	16	1231,0	1401,0	1465,5

Исследованиями механических свойств образцов установлено, что стандартная термообработка и длительные испытания способствовали повышению микротвердости матрицы и структурной однородности сплавов (табл. 3). Микротвердость сплава росла от свинца к кремнию, причем эта тенденция сохранялась как для термообработанного металла, так и для металла после жаропрочных испытаний. При этом прослеживается определенная зависимость величины микрозерна и микротвердости металла от атомного радиуса и электроотрицательности исследуемых элемен-

ментов: с увеличением атомного радиуса и уменьшением электроотрицательности элемента – возрастает микротвердость матрицы сплава (рис. 5, *a*), а микрозерно изменяется (рис. 5, *b*).

Получены уравнения 1-го порядка, описывающие влияние атомного радиуса (A_p) и электроотрицательности (\mathcal{E}/O) легирующих элементов на размер микрозерна (d) и микротвердость матрицы (HV) сплава Мл-5:

$$[HV] = 2244,8 - 6,65[A_p], \text{ МПа } r = -0,83; \quad (1)$$

$$[HV] = -509,9 + 2179,8[\mathcal{E}/O], \text{ мкм } r = 0,76; \quad (2)$$

$$[d] = 216,6 - 0,80[A_p], \text{ МПа } r = -0,95; \quad (3)$$

$$[d] = 94,88 + 14,4[\mathcal{E}/O], \text{ мкм } r = 0,15. \quad (4)$$

Анализ механических свойств сплава Мл-5 с присадками Pb, Sn, Ge и Si показал, что все эти элементы упрочняли металл. Установлено, что свинец и германий повышали пластичность магниевого сплава, а олово и кремний – практически не влияли на них (табл. 3). Жаропрочность сплава Мл-5, содержащего свинец и олово, была ниже исходного сплава, по-видимому, за счет образования легкоплавких фаз, располагающихся по границам зерен (рис. 6). Увеличение содержания германия и кремния в сплаве улучшило жаропрочность. При этом кремний, по сравнению с германием, оказывал большее влияние на жаропрочность (табл. 3).

Таким образом, упрочнение отливок из сплава Мл-5 наблюдалось при легировании рассмотренными элементами IV подгруппы периодической системы Менделеева. Однако для отливок, имеющих заданный техническими условиями уровень пластичности, легирование оловом и кремнием необходимо исключить. Германий и кремний в магниевом сплаве улучшили его жаропрочность.

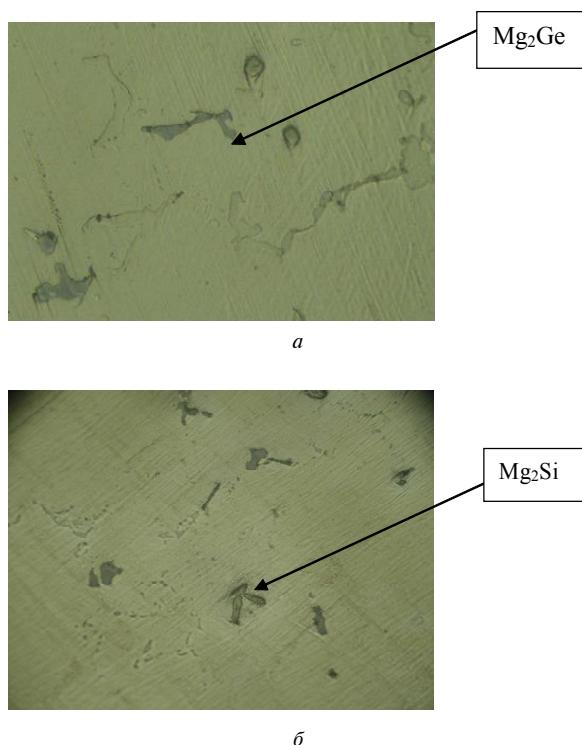


Рис. 4. Дополнительная интерметалличная фаза в сплаве Мл-5 с Ge и Si $\times 500$

Таблица 3 – Механические свойства и длительная прочность сплава Мл-5

Эле- мент	Кол-во, % мас. (по расчету)	Механические свойства		Время до разруше- ния, τ_p , ч. ($T_{исп.}=150^{\circ}\text{C}$ $\sigma_n=80 \text{ МПа}$)
		$\sigma_n, \text{ МПа}$	$\delta, \%$	
---	---	216,5	2,0	280^{10}
Pb	0,05	225,4	2,0	278^{33}
	0,1	248,3	2,3	272^{25}
	1,0	258,6	3,3	159^{15}
Sn	0,05	220,8	2,0	271^{45}
	0,1	222,2	1,8	250^{50}
	1,0	224,8	1,6	243^{05}
Ge	0,05	219,9	2,0	284^{30}
	0,1	242,3	2,5	303^{20}
	1,0	252,1	4,2	383^{55}
Si	0,05	226,5	2,3	289^{40}
	0,1	232,6	2,2	356^{20}
	1,0	241,7	2,2	412^{55}

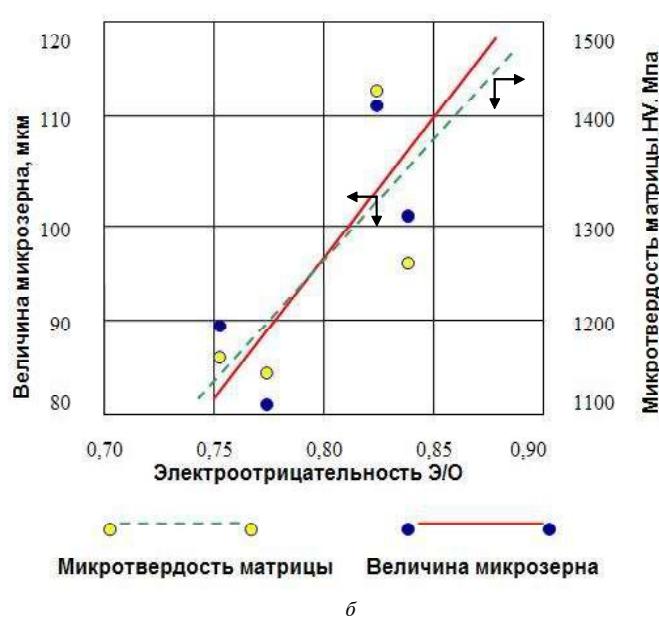
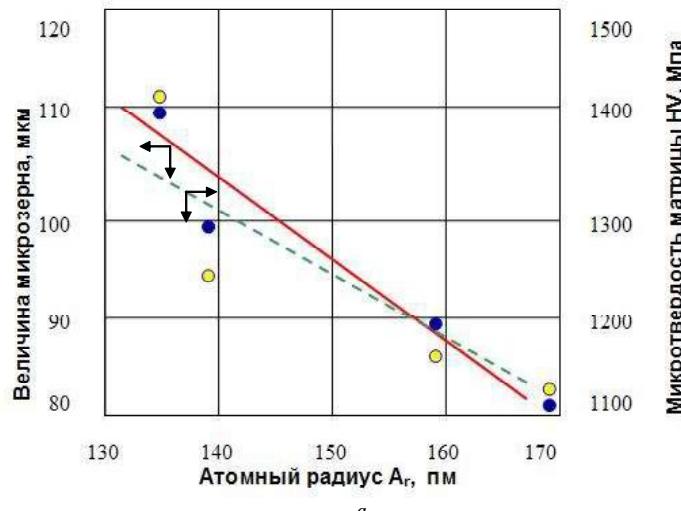


Рис. 5. Зависимость величины микрозерна (○) и микротвердости матрицы (●) сплава Мл-5 от атомного радиуса (а) и электроотрицательности (б) элементов подгруппы кремния при содержании их в сплаве 1,0 %

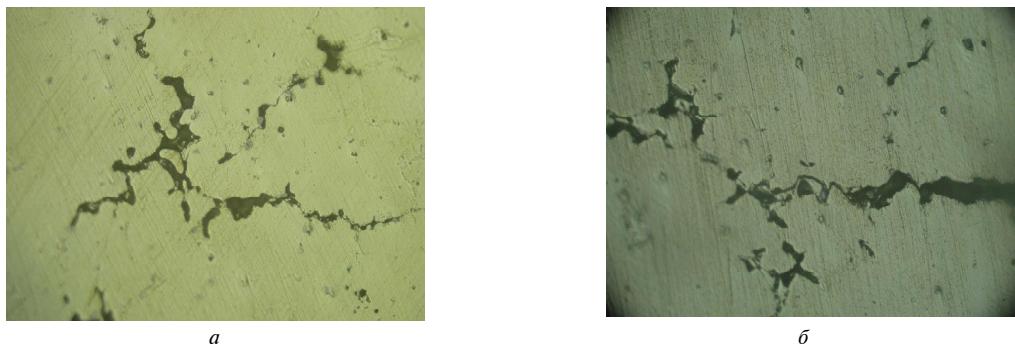


Рис. 6. Локальные оплавления по границам зерен в сплаве Мл-5 с присадкой 1,0 % Pb (а) и 1,0 % Sn (б) × 500

Выводы

1. Легирование магниевого сплава Мл-5 элементами IV подгруппы периодической системы Менделеева способствует измельчению макро- и микрозерна и повышению микротвердости матрицы. При этом, интенсивность измельчения зерна увеличивается от кремния к свинцу, микротвердость — наоборот.

2. С увеличением атомного радиуса и уменьшением электроотрицательности элементов IV подгруппы измельчается микрзерно и растет микротвердость матрицы сплава.

3. Свинец, олово, германий и кремний повышают предел прочности магниевого сплава. В то же время свинец и германий улучшают и пластичность сплава, а олово и кремний снижают ее.

4. Германий и кремний повышают жаропрочность сплава Мл-5, а свинец и олово понижают ее за счет образования легкоплавких фаз по границам зерен.

5. Для отливок, работающих в условиях повышенных температур, рекомендуется легирование сплава германием и кремнием.

Перечень ссылок

1. Edgar R. L. Magnesium Alloys and their Applications / Edgar R. L. Wiley-Weinheim-New York-Chichester-Brisbane-Singapore-Toronto. Verlag GmBh. – 2000. – Р. 3–8.
2. Бондарев Б. И. Фундаментальные проблемы Российской металлургии на пороге 21 века / Бондарев Б. И., Рохлин Л. Л. – М. : Российская Академия Естественных Наук, 1998. – Т. 2. – С.118–156.
3. Корнилов И. И. Физико-химические основы жаропрочности сплавов / Корнилов И. И. – М. : АН СССР, 1961. – 254 с.
4. Юм-Розери В. Структура металлов и сплавов / Юм-Розери В., Рейнор Г. В. – М. : Металлургиздат, 1959. – 454 с.
5. Даркен Л. С. Физическая химия металлов / Даркен Л. С., Гурри Р. В. – М. : Металлургиздат, 1960. – 458 с.
6. Самсонов Г. В. Роль образования стабильных электронных конфигураций в формировании свойств химических элементов в соединениях / Самсонов Г. В. – К. : Изд-во ИПМ АН УССР, 1965. – 256 с.

Поступила в редакцию 17.07.2009

V. A. Shalomeyer, E. I. Tsivirko

INFLUENCE OF ELEMENTS OF THE 4TH SUBGROUP OF PERIODIC TABLE OF D. I. MENDELEEV ON THE STRUCTURE AND PROPERTIES OF ML-5 ALLOY

Досліджено вплив елементів IV підгрупи (Si, Ge, Sn i Pb) на структуроутворення, механічні властивості й жароміцість магнієвого сплаву Мл-5 і встановлено, що механічні властивості й жароміцість сплаву Мл-5 залежать від електронної будови й розташування в періодичній таблиці Д. І. Менделєєва зазначених елементів.

Магнієвий сплав, структуроутворення, жароміцість, електронна будова

There was investigated influence of elements of the 4th subgroup (Si, Ge, Sn and Pb) on structure formation, mechanical properties and heat resistance of ML-5 magnesium alloy. It was established that mechanical properties and heat resistance of ML-5 alloy depend on electronic structure and location of the specified elements in Mendeleev's periodic table.

Magnesium alloy, structure formation, heat resistance, electronic structure

И. В. Дрокин

ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

О ВОЗМОЖНОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СРЫВНЫХ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДОВ ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКИ ДАННЫХ ВИБРОИСПЫТАНИЙ

Рассмотрена возможность использования метода вибрационной диагностики на основе применения системы цифровой обработки данных датчика вибраций для анализа срывных колебаний рабочих лопаток компрессора ГТД.

Компрессор, срывные колебания, рабочие лопатки, виброиспытания, прогнозирование

Введение и постановка задачи

Эксплуатация современных газотурбинных двигателей (ГТД) сопровождается, как правило, действием динамических нагрузок, обусловливающих возбуждение колебаний и высокий уровень вибрационной напряженности таких ответственных конструктивных элементов, как рабочие лопатки, что может привести к их разрушению.

Одними из основных источников вынужденных колебаний рабочих лопаток компрессоров ГТД являются, как известно [1], окружная неоднородность набегающего на рабочее колесо потока газа и вращающийся его срыв на отдельных лопатках венца. Вынужденные колебания рабочих лопаток, обусловливаемые вращающимся срывом потока, получили название срывных. Если для вынужденных колебаний лопаток, вызванных окружной неоднородностью потока, характерна линейная зависимость между частотами возбуждения n и вращения ротора Ω

$$v = m_B \Omega / 60, \quad (1)$$

где m_B – номер гармоники возбуждения, представляющий целое число, то при срывных колебаниях она уже является дробным числом.

При некоторых условиях возникает одна или несколько зон срываного обтекания лопаток, которые перемещаются в направлении вращения рабочего колеса с некоторым отставанием. Вращающийся срыв вызывает колебания корпусов ГТД, частота которых при развитом срыве составляет $(0,3...0,7)\Omega$, а число его зон при этом может достигать 7. Кроме того, она не имеет жесткой связи с частотой вращения ротора.

Исследование вращающегося срыва и колебаний рабочих лопаток компрессоров ГТД с помощью спектрального анализа результатов их тензометрирования посвящено много работ, в частности [2, 3]. Однако процесс тензометрирования является довольно трудоемким и требует

применения таких сложных устройств, как токосъемники. В настоящее время в практике виброиспытаний газотурбинных двигателей получил распространение метод вибрационной диагностики на основе применения системы цифровой обработки данных [4]. Поэтому цель данной работы состоит в определении возможностей этого метода для анализа срывных колебаний рабочих лопаток компрессора ГТД.

Объект и методика исследований

В качестве объектов исследования были выбраны рабочие лопатки, изготовленные из титанового сплава ВТ8 всех ступеней компрессора современного авиационного ГТД в классе мощности до 2500 л.с., поперечный разрез которого приведен на рис. 1.

Для решения задачи в соответствии с методом вибрационной диагностики на основе применения системы цифровой обработки данных на корпусе исследуемого двигателя в плоскости

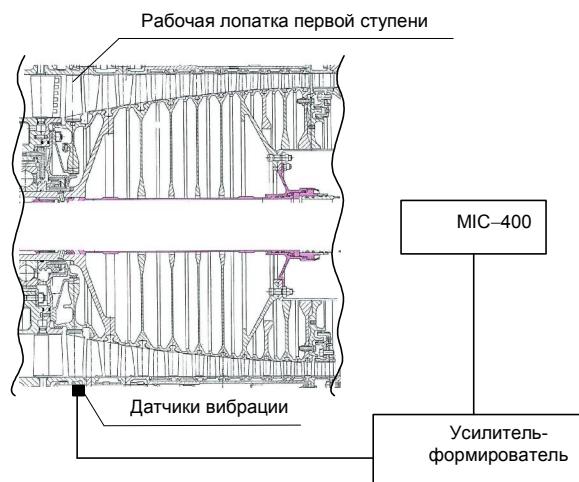


Рис. 1. Поперечный разрез компрессора, схема размещения датчика вибрации и его подключения к системе цифровой обработки данных

расположения рабочих лопаток 1-й ступени был установлен пьезоэлектрический датчик вибраций со встроенной электроникой Endevco (США), как показано на рис. 1, который подключался к усилителю-формирователю и далее, к программно-аппаратному комплексу MIC-400 [5]. Такая схема установки базируется на предположении, что при возникновении в рабочих лопатках значительных динамических напряжений, вызванных их срывными колебаниями, они могут локально, в непосредственной близости к плоскости расположения рабочего колеса исследуемой ступени компрессора, передаваться на корпус двигателя, тем самым, возбуждая его колебания. Поэтому результаты их анализа с помощью программного обеспечения WinПОС [6] могут использоваться как информационный признак возбуждения срывных колебаний рабочих лопаток.

Поскольку, как отмечалось выше, частота колебаний корпуса не имеет жесткой связи с частотой вращения ротора, с целью проверки, что эти колебания вызываются именно вращающимся срывом, испытания двигателя проводились как со штатным углом установки направляющих лопаток, который составляет (-30°), так и при увеличении его абсолютной величины на 3° , т.е. (-33°).

Одновременно, для подтверждения обоснованности использования выбранного метода вибрационной диагностики для решения поставленной задачи, осуществлялся также анализ колебаний рабочих лопаток компрессора методом тензометрирования.

Результаты испытаний и их анализ

Первоначально, для определения ступени компрессора, подвергающейся действию вращающегося срыва, был проведен анализ данных испытаний двигателя во всем рабочем диапазоне частот вращения ротора, полученных методом тензометрирования рабочих лопаток всех ступеней, которые представлены на рис. 2 в виде частотной зависимости максимальных динамических напряжений.

Было установлено, что колебания лопаток всех ступеней, кроме первой, носят резонансный характер, а их максимальные напряжения не превышают допустимых. Для лопаток первой ступени, разброс собственных частот которых составлял 594...632 Гц, в диапазоне частот вращения ротора $\Omega = 11300...15000$ об/мин или $v = 188...250$ Гц, максимальные напряжения, которые проявлялись при запуске двигателя на режиме ниже малого газа, существенно превосходят допустимые. Были зарегистрированы одночастотные колебания лопаток по первой изгибной форме с кратностью $m_B = 3,2...3,6$ (см. рис. 3), что соответствует определению срывных колебаний. Учитывая, что при вращающемся срыве могут возникать несколько зон срываного обтекания лопаток, то из этого следует, что колебания лопаток на собственной частоте вызывают гармоники вращающего срыва.

Исходя из полученных данных тензометрирования, все дальнейшие исследования прово-

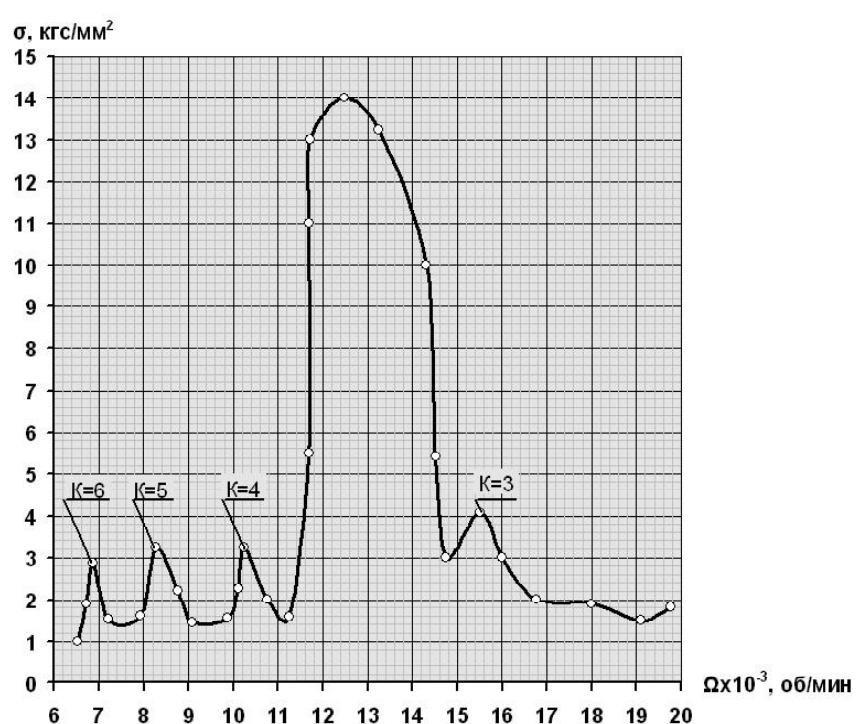


Рис. 2. Частотная зависимость максимальных динамических напряжений рабочих лопаток компрессора

дились по изучению срывных колебаний лопаток 1-й ступени с использованием метода вибрационной диагностики колебаний корпуса ГТД на основе применения системы цифровой обработки данных испытаний.

В соответствии с изложенной выше методикой обработки сигналов датчика вибрации с помощью комплекса MIC-400 были определены их трехмерные спектры, приведенные на рис. 4. Они представляют собой отображение амплитудно-частотных зависимостей сигналов во времени, получаемое путем разложения в ряд Фурье исходного сигнала в соответствии с методикой, изложенной в [4]. Здесь по осям X и Y отложены частота и амплитуда колебаний соответственно, а по оси Z - время. Такое представление данных позволяет проследить, как изменяется та или иная гармоническая составляющая спектра колебаний во времени, например, при переходных режимах: запуск, проход, останов.

Как видно из представленных данных, полученные спектры сигналов датчика содержат не-роторные гармоники возбуждения с кратностью к частоте вращения ротора 4,11...4,23 и 4,03...4,3 при штатном (*a*) и увеличенном угле установки направляющих лопаток соответственно. Такие гармоники возбуждения проявляются только в процессе запуска двигателя, а на стационарных режимах его работы и в процессе останова они отсутствуют.

При этом следует отметить, что амплитуда гармоники возбуждения увеличивается с возрастанием частоты вращения ротора. Когда частота возбуждения достигает примерно 800 Гц, что соответствует частоте вращения ротора ≈ 190 Гц, амплитуда гармоники резко уменьшается до полного исчезновения. Сравнение данных обработки результатов тензометрирования лопаток (см. рис. 2 и 3) и сигналов датчика вибраций (см. рис. 4) показывает, что они хорошо коррелируют по режиму работы двигателя и по частотному диапазону проявления срывных колебаний.

Также результаты анализа влияния угла установки направляющих лопаток показали, что при выбранном его изменении вращающийся срыв сместился по частоте в сторону увеличения. При этом изменилась и кратность гармоники, что, в свою очередь, подтверждает отсутствие жесткой связи частот вращения ротора и срывных колебаний лопаток.

Однако следует отметить, что имеются и некоторые отличия в величинах частоты и номера гармоник возбуждения, определяемых рассматриваемыми методами. Это обусловлено, во-первых, тем, что испытания проводились неодновременно. Во-вторых, при тензометрировании роторных деталей возникающие вперед и назад бегущие волны вносят «поправку» в номер гармоники возбуждения, что отмечалось и ранее при выполнении подобного рода работ [1].

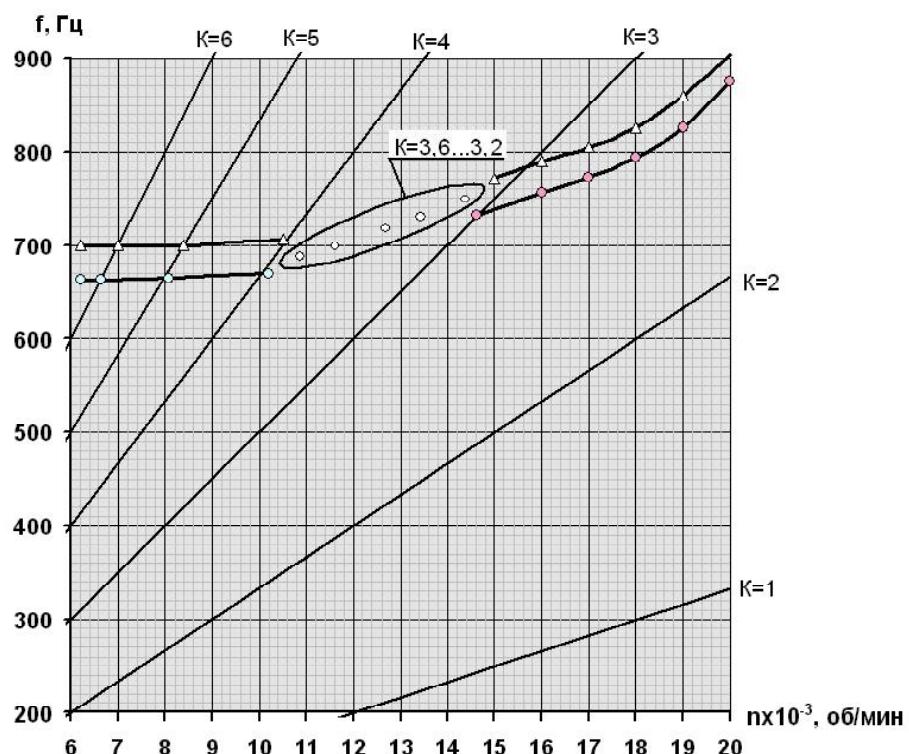


Рис. 3. Частотная диаграмма рабочих лопаток 1-й ступени компрессора

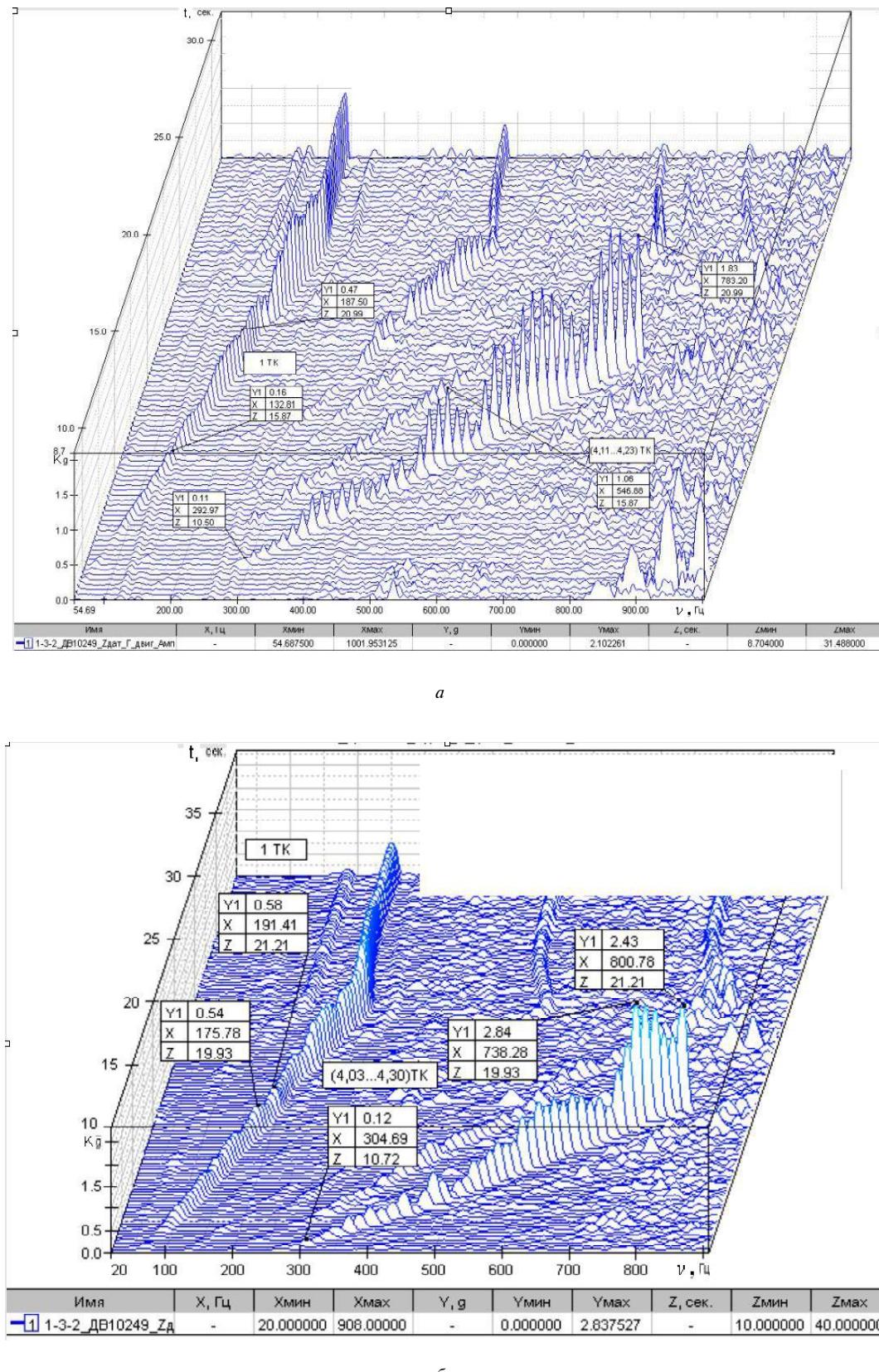


Рис. 4. Трехмерный спектр сигнала датчика вибрации при работе двигателя в процессе запуска со штатным (а) и увеличенным (б) углом установки направляющих лопаток

Таким образом, на основании представленных выше экспериментальных данных можно сделать однозначный вывод о возможности использования метода вибрационной диагностики на основе применения системы цифровой обработки данных датчика вибраций, установленного на корпусе двигателя в области расположения исследуемой ступени рабочего колеса компрессора, для анализа срывных колебаний рабочих лопаток компрессора ГТД.

Автор выражает искреннюю благодарность д.т.н. проф. А. П. Зиньковскому за оказанную помощь и ценные замечания высказанные при выполнении данной работы.

Перечень ссылок

1. Иванов В. П. Колебания рабочих колес турбомашин / В. П. Иванов. – М. : Машиностроение, 1983. – 224 с.
2. Канунников И. П. Применение метода спектрального анализа при исследованиях вращающегося срыва в компрессорах / И. П. Канунников, М. К. Сидоренко // Аэроупру-
- гость турбомашин. – К. : Наук. думка, 1980. – С. 116–124.
3. Кулагина В. А. Исследование вращающегося срыва и колебаний с помощью спектральных методов / В. А. Кулагина, Г. В. Мельникова // Аэроупругость турбомашин. – К. : Наук. думка, 1980. – С. 101–116.
4. Дрокин И. В. Применение системы цифровой обработки данных для виброиспытаний газотурбинных двигателей / И. В. Дрокин // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – № 4 (20). – С. 51–53.
5. Комплексы измерительно-вычислительные МИС. Руководство по эксплуатации. БЛИЖ.401250.001. РЭ – М. : НПП Мера, 2006. – 150 с.
6. WinPOS. Пакет обработки сигналов. Руководство пользователя. – М. : НПП Мера, 2006. – 168 с.
7. Сидоренко М. К. Виброметрия газотурбинных двигателей / М. К. Сидоренко. – М. : Машиностроение, 1973. – 224 с.

Поступила в редакцию 20.07.2009

I. V. Drokin

THE POSSIBILITY OF FORECASTING STALL OSCILLATIONS OF THE ROTOR BLADES OF GTE COMPRESSOR BY MEANS OF DIGITAL PROCESSING OF VIBROTESTING DATA

Розглянуто можливість використання методу вібраційної діагностики на основі засвоєння системи цифрової обробки даних датчика вібрації для аналізу сривних коливань робочих лопаток компресора ГТД.

Компресор, сривні коливання, робочі лопатки, вібровипробування, прогнозування

The possibility of using the method of vibration diagnostics on base of the application of digital processing of vibration sensor data for the analysis of stall vibrations of the rotor blades of gas turbine engine's compressor.

Compressor, stall vibrations, rotor blades, vibration tests, forecasting

Вісник двигунобудування №1(22)/2010
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 А. І. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і ВАТ «Мотор Січ»
Комп'ютерна верстка

Н.О. Савчук

Переддрукарська підготовка
Коректори

М.Д. Хон

О.Г. Сахно

О.Є. Носік,

Я.В. Обухович

В.Й. Гембель

Реєстрація рукописів

*Передrukuvannia materialiv tільки з дозволу редакції
При використанні матеріалів посилання на журнал є обов'язковим
Матеріали публікуються мовою оригіналу
Рукописи, фотокартки та інформації не повертаються*

Здано до друку 31.05.2010 р. Папір Хегох 80 г/м², видавнича система DocuTech-135, зам. 1630, накл. 300.
Надруковано видавничим комплексом ВАТ «Мотор Січ»
Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11