

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

ВЕСТНИК ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

№1 2007

**издается
с 2002 г.**

Посвящается 100-летию основания ОАО «Мотор Сич»

НАУЧНО–ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Выходит два раза в год

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

Запорожье
ОАО «Мотор Сич»
2007

Уважаемые авторы публикаций!

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

Статьи и сообщения будут формироваться по следующим рубрикам:

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

Шановні автори публікацій!

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

Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

- | | |
|--------------------------------------|------------------------------------|
| • Загальні питання двигунобудування | • Технологія виробництва і ремонту |
| • Конструкція і міцність | • Стандартизація і метрологія |
| • Складання і випробування | • Конструкційні матеріали |
| • Експлуатація, надійність та ресурс | • 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 | • Technology of production and maintenance |
| • Structures and strength | • Standartization and metrology |
| • Assembling and trials | • Structural materials |
| • Operation, reliability, service life | • Ecology |

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № от 2007 г.).

Главный редактор

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

Заместители главного редактора: д-р техн. наук, профессор **А.Я. Качан**

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

Члены редакционной коллегии:

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

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

Редакторско-издательский совет: В.А. Богуслаев, С.Б. Беликов, В.С. Кривцов, Ю.А. Рыбина, Т.А. Сокол, Л.Ф. Богданова, В.Н. Агарков, Т.Е. Деркаченко

© ЗНТУ

© НАУ им. Жуковского "ХАИ"

© ОАО "Мотор Сич"

Члены редакционной коллегии



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



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



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



Богуслав В.А.
д-р техн. наук



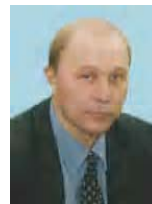
Беликов С.Б.
д-р техн. наук



Кривцов В.С.
д-р техн. наук



Жеманюк П.Д.
канд. техн. наук



Внуков Ю.Н.
д-р техн. наук



Коваль А.Д.
д-р техн. наук



Цивирко Э.И.
д-р техн. наук



Ившенко Л.И.
д-р техн. наук



Грязнов Б.А.
д-р техн. наук



Карпинос Б.С.
д-р техн. наук



Кривов Г.А.
д-р техн. наук



Дмитриченко Н.Ф.
д-р техн. наук



Мовшович А.Я.
д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е.
д-р техн. наук



Титов В.А.
д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А.
д-р техн. наук



Горбенко Г.А.
д-р техн. наук



Епифанов С.В.
д-р техн. наук



Кулик Н.С.
д-р техн. наук



Дмитриев С.А.
д-р техн. наук



Петраков Ю.В.
д-р техн. наук



Ткаченко В.В.
канд. техн. наук



Богуслав А.В.
канд. техн. наук



Мозговой В.Ф.
канд. техн. наук



Шереметев А.В.
канд. техн. наук

Для сведения авторов

Условия публикации:

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

Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

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

Статьи направляются в редакцию по адресу:

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

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Богуслаев В.А.</i> 100-летие ОАО "МОТОР СИЧ"	8
--	---

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

<i>Субботин С.А.</i> СИНТЕЗ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ ИЕРАРХИЧЕСКИХ НЕЙРО- НЕЧЕТКИХ СЕТЕЙ	15
<i>Кухтин Ю.П.</i> ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕЧЕНИЯ ГАЗА ВБЛИЗИ ПРОДОЛЬНО ОБТЕКАЕМОЙ ТЕЛЕСНОЙ ПЛАСТИНЫ	20
<i>Лапотко В.М., Кухтин Ю.П.</i> НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ЯВЛЕНИЯ ОТРЫВА И ВЫТЕСНЕНИЯ СТРУЙ ГАЗА У ПОВЕРХНОСТЕЙ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИН	23
<i>Кулагин С.Н., Дубовик Л.Г., Балашов В.Н.</i> ВЛИЯНИЕ ПРОВОДИМОСТИ СТенок РАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ХОЛЛОВСКОГО ДВИГАТЕЛЯ	27
<i>Кабакова Л.Б.</i> ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КИПЕНИЯ В ЩЕЛЕВЫХ ЗАЗОРАХ	30
<i>Семенов В.Г.</i> СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОИЗВОДСТВА И ПРИМЕНЕНИЯ В УКРАИНЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ЧИСТОГО БИОДИЗЕЛЬНОГО ТОПЛИВА	34
<i>Чигарев В.В., Кассова Е.В.</i> МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ СЕРДЕЧНИКА В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПОРОШКОВОГО ЭЛЕКТРОДА ПРИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКЕ	39
<i>Коляда А.Ф.</i> КОЛЕБАНИЯ КЛИНА В ОДНОРОДНОМ НАБЕГАЮЩЕМ ПОТОКЕ	42
<i>Цыпак В.И., Русецкая Г.В., Яценко О.Ю.</i> ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОСТАНОВКИ ЛИНЕЙНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ	46
<i>Катренко М.А.</i> О НЕПАРАЛЛЕЛЬНОСТИ ИСТЕЧЕНИЯ ГАЗА ИЗ СОПЛА РАКЕТНОЙ СТУПЕНИ И ТЯГОВОЙ ХАРКТЕРИСТИКЕ КОМБИНИРОВАННОГО, РАКЕТНО-ПРЯМОТОЧНОГО ДВИГАТЕЛЯ	53
<i>Федерякин И.А.</i> СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ИННОВАЦИЯМИ НА АВИАПРЕДПРИЯТИИ	56

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

<i>Гончар Н.В., Павленко Д.В., Трубников М.А., Чернецов В.М.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПАЗОВ ДИСКА КОМПРЕССОРА ТИПА "ЛАСТОЧКИН ХВОСТ" И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИХ ОПТИМАЛЬНОГО СОЧЕТАНИЯ	60
<i>Лавренко А.С., Варинская Л.А., Шмырко В.И.</i> ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЕ ТЕРМОЦИКЛИРОВАНИЕ – СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ ЛОПАТОК ГТД С ЦЕЛЬЮ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИХ БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ	66

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

<i>Качан А.Я., Внуков Ю.Н., Павленко Д.В., Карась Г.В., Мозговой С.В.</i> ОСОБЕННОСТИ КОЛЕБАНИЙ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ СТРОЧНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ	69
<i>Бабенко О.Н., Павленко Д.В., Кореневский Е.Я.</i> СНИЖЕНИЕ УРОВНЯ ПЕРЕМЕННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В МАТЕРИАЛЕ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ ПРИ НАЛИЧИИ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ	77
<i>Цыпак В.И.</i> РАЗМЕРНО-СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КАЧЕСТВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ	82
<i>Панасенко В.А., Качан А.Я., Карась Г.В., Мозговой С.В.</i> ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД НА ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРАХ С ЧПУ	90
<i>Троценко В.І., Скородень Є.П.</i> СУЧАСНІ ПИТАННЯ І ПЕРСПЕКТИВНІ НАПРЯМКИ ТЕХНОЛОГІЇ ОДЕРЖАННЯ НОВИХ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНИХ ДРУКОВАНИХ ПЛАТ	97
<i>Качан А.Я., Павленко Д.В., Карась Г.В., Мозговой С.В.</i> СНИЖЕНИЕ ВИБРАЦИЙ В ЗОНЕ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ, ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ	102
<i>Чернецкий С.А., Карпович Е.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СРЕДЫ ДИФфуЗИОННОЙ СВАРКИ НА КАЧЕСТВО СОЕДИНЕНИЙ ИЗ ОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПО ОХВАТЫВАЕМЫМ ПОВЕРХНОСТЯМ	107
<i>Корсунов К.А., Ашихмина Е.А.</i> ЗАЩИТНОЕ ПОКРЫТИЕ TiZrN В АВИАДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИИ	110
<i>Федючук А.К., Калинина Н.Е., Кавац О.А.</i> ВЫБОР ТОЛЩИНЫ ЛЕНТ ПРИПОЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПАЯНЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ	113
<i>Кресанов Ю.С., Богуслаев А.В., Качан А.Я., Войтенко А.А.</i> ПРОГРЕССИВНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОФИЛЬНЫХ КОЛЬЦЕВЫХ ЗАГОТОВОК ДЛЯ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ	116

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

<i>Кулик М.С., Чоха Ю.М., Федорчук О.П.</i> АВТОМАТИЗОВАНА СИСТЕМА МОНИТОРИНГУ ПОТОЧНОГО ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ПАЛИВНИХ ФОРСУНОК ГАЗОТУРБІННИХ ДВИГУНІВ	126
--	-----

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

<i>Калинин А.В., Шаповалова О.М.</i> ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВА КОМПЛЕКСНЫМИ МОДИФИКАТОРАМИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СТАЛИ 17Г1С В ЛИТОМ И ДЕФОРМИРОВАННОМ СОСТОЯНИИ	131
<i>Калинин В.Т., Дудников А.С., Качан А.Я., Калинина Н.Е.</i> ПОЛУЧЕНИЕ НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИЦИЙ УПРАВЛЯЕМЫМ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКИМ СИНТЕЗОМ 134	
<i>Шаповалова О.М., Носова Т.В.</i> ХИМИЧЕСКИЙ СОСТАВ И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ 07ЮТ, ОБРАБОТАННОЙ КОМПЛЕКСНЫМИ РАСКИСЛИТЕЛЯМИ	138
<i>Шаповалов А.В., Маркова И.А., Ивченко Т.И.</i> ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА И ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВАХ	142

<i>Левочки К.В., Санин А.Ф., Леднянский А.Ф.</i> ДИСПЕРСНОУПРОЧНЕННЫЙ ПОРОШКОВЫЙ АЛЮМИНИЕВЫЙ СПЛАВ	146
<i>Гайдук С.В., Кононов В.В., Федорченко Ю.М., Налесный Н.Б., Гайдук А.С.</i> ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ КОРРОЗИЯ МОНОКРИСТАЛЛОВ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ, СОДЕРЖАЩИХ ТАНТАЛ 150	
<i>Ольшанецкий В.Е., Ткач Д.В.</i> МЕТОДЫ ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ И НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ	155
<i>Шаповалова О.М., Бабенко Е.П.</i> НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ В ИЗГОТОВЛЕНИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СПЕЧЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ ПОРОШКОВ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА	160

В. А. Богуслав

100-летие ОАО "МОТОР СИЧ"



"Мотор Сич" ведет свой отсчет с 1907 года, когда городская Дума города Александровска (с 1921 г. – г. Запорожье) выделила участок земли купцам – братьям Мознаим для строительства чугуно-литейного и машиностроительного завода – предшественника будущего авиа-моторного предприятия. В 1915 году завод Мознаимов был выкуплен акционерным обществом "Дека" и реконструирован под производство авиационных двигателей.

Сегодня "Мотор Сич" одно из самых известных предприятий в мировой авиамоторостроительной промышленности.

Лидерство предприятия достигается годами и десятилетиями, а также подготавливается трудом его основных структурных подразделений и заводов, входящих в ОАО "Мотор Сич".

Заводы, входящие в ОАО "Мотор Сич", действуют в Запорожье, Снежном, Волочиске и Гуляйполе (рис. 1), а представительства – в городах Киев, Москва, Пекин, Дели, Шаржа, Алжир и Лима.

ОАО "Мотор Сич" по праву относится к числу фирм, составляющих гордость отечественной промышленности.

Начав свою историю с 1907 года, предприятие сегодня является одним из крупнейших в мире по созданию, производству и сопровождению в эксплуатации современных, надежных авиационных двигателей, которые составляют конкуренцию передовым изделиям ведущих фирм мира.

В настоящее время акционерное общество упрочило свои позиции лидера на многих сегментах мирового рынка, подтвердив репутацию предприятия, способного осваивать и успешно внедрять современные газотурбинные технологии.

Более ста стран мира нас знают. Пользуются нашей продукцией. Ценят ее. Доверяют ей. Любой конкурс, любой тендер подтверждают авторитет предприятия. Такая оценка покупателя – самая высокая оценка в рыночных условиях. Это достигнуто благодаря сочетанию бесценного интеллектуального потенциала, высокой корпоративной культуры, традиционно творческого духа и развитой научно-технической инфраструктуры.

Структура товарной продукции и услуг ОАО "Мотор Сич" включает (рис. 2):

- основную продукцию – 84,3 %;
- продукцию общетехнического назначения – 9,2 %;
- товары народного потребления – 6,5 %.

Партнеры ОАО "Мотор Сич" – разработчики и изготовители авиационных двигателей и летательных аппаратов представлены на рис. 3.

Для решения научно-технических задач по проблемным технологическим вопросам мы сотрудничаем с находящимся в Москве Научно-исследовательским институтом технологии двигателестроения (НИИД), Научно-исследовательским институтом авиационной технологии и организации производства (НИАТ), Всероссийским институтом легких сплавов (ВИЛС), Всероссийским институтом авиационных материалов (ВИАМ), Центральным институтом авиационного моторостроения (ЦИАМ), летно-испытательными центрами и авиационными ОКБ.

Расширяется сотрудничество с нашими (региональными) научно-техническими центрами, в частности с техническими ВУЗами Запорожья, Днепропетровска, Харькова, Донецка и другими заведениями, имеющими опыт решения стоящих перед нами задач, прежде всего, с институтами Академии Наук Украины.

Мы открыты для подобного сотрудничества, как с нашими давними стратегическими партнерами, так и со всеми другими, заинтересованными в этом предприятиями и организациями, имеющими современный научно-технический задел.

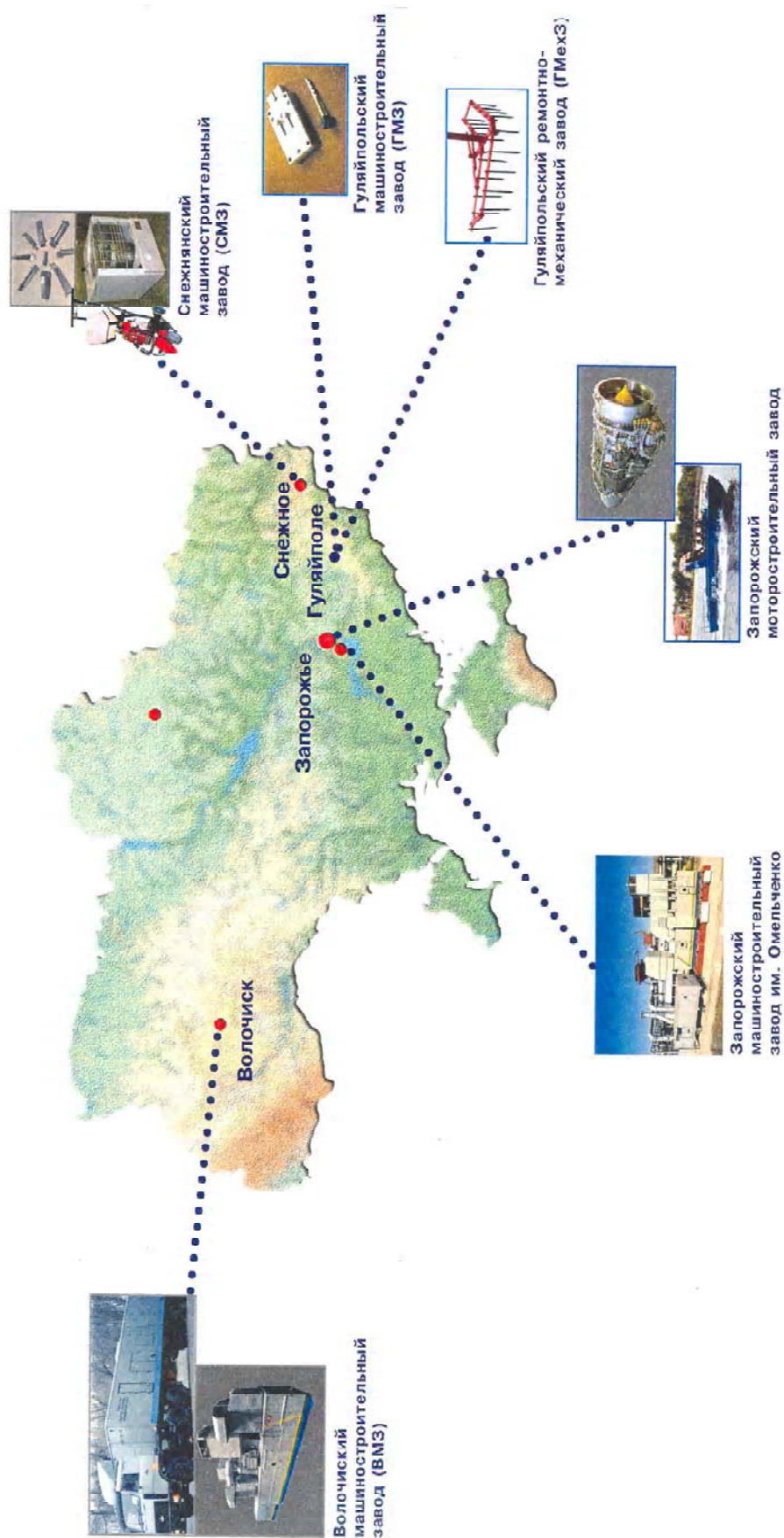


Рис. 1. Структура ОАО "Мотор Сич"

Основная продукция
84.3%

-
- Структура валового регионального продукта Республики Татарстан в 2007 г.
- | Вид деятельности | Доля (%) |
|--|----------|
| Производство продукции сельского хозяйства | 5% |
| Производство общетехнических изделий | 9.2% |
| Остальное | 85.8% |

Рис. 2. Структура товарной продукции и услуг ОАО "Мотор Сич"

- История предприятия – это поэтапное освоение в серийном производстве новых двигателей, каждый из которых стал значительной вехой в развитии отечественного авиадвигателестроения.
- Первым двигателем, изготовленным в 1916 году на филиале завода "Дюфлон, Константинович и Ко" (сокращенно "Дека") в г. Александровске, был вертикальный однорядный шестицилиндровый двигатель типа "Мерседес" водяного охлаждения мощностью 100 л.с. Он получил название "Дека" М-100.
- В дальнейшем мощность двигателя была доведена специалистами завода до 129 л.с., а затем и до 168 л.с. Он устанавливался на некоторые модификации первого в мире четырехмоторного крупнофюзеляжного самолета, построенного в 1917 году на заводе "Дека".

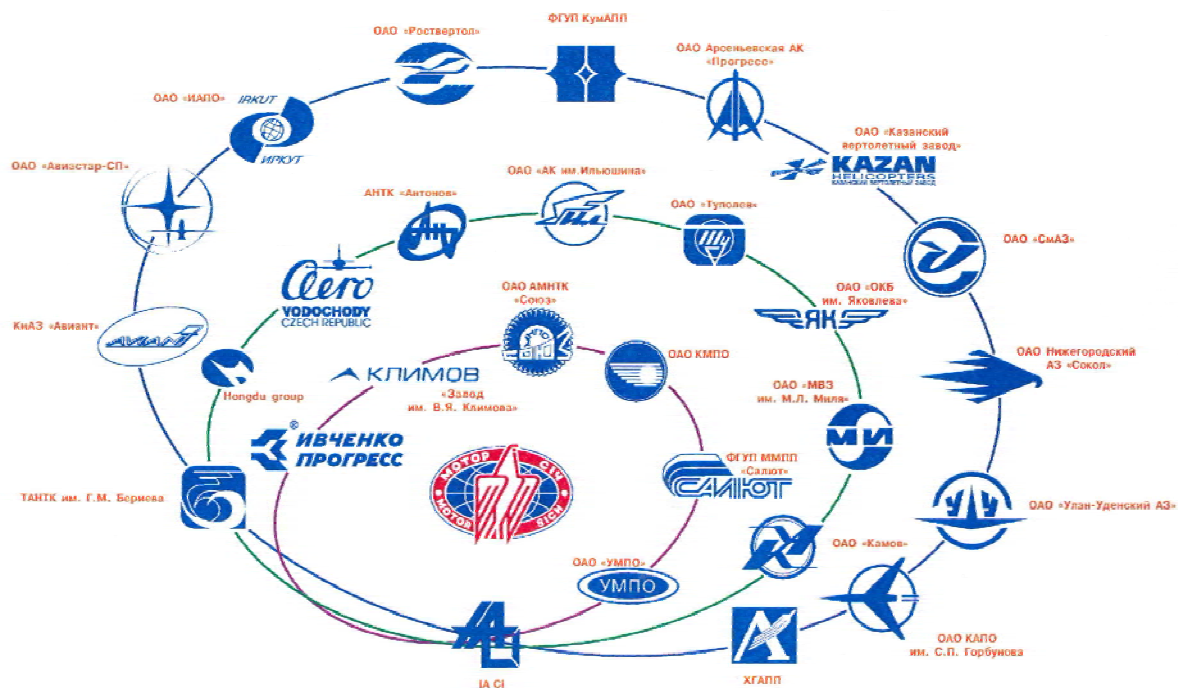


Рис. 3. Партнеры ОАО "Мотор Сич"

ляжного самолета "Илья Муромец" конструкции И.И. Сикорского – самого большого бомбардировщика первой мировой войны.

С этого времени завод освоил производство и длительное время выпускал широкую гамму поршневых двигателей. Среди них: М-6, М-11, М-22, М-85, М-86, М-87, М-88, М-88Б, АШ-82ФН, АШ-62ИР.

В 1947 году с освоения производства двигателя АИ-26ГР/ГРФ Ивченко А.Г. началось и продолжается до настоящего времени тесное сотрудничество с ГП ЗМКБ "Ивченко-Прогресс".

С 1953 года Запорожский моторостроительный завод приступил к изготовлению реактивных двигателей РД-45 и РД-500.

Яркими представителями нового поколения двигателей явились турбовинтовые двигатели АИ-20 (с 1957 г.) и АИ-24 (с 1961 г.) конструкции Ивченко А.Г.

Начиная с 1967 г., Запорожский моторостроительный завод приступил к освоению в производстве двухконтурных турбореактивных двигателей: АИ-25, АИ-25ТЛ, Д-36, Д-18Т.

Газотурбинные турбовальные двигатели производства ОАО "Мотор Сич" представлены семейством ТВ3-117, 14 модификаций которого вместе с Д-136 установлены практически на всех вертолетах ОАО "МВЗ им. М.Л. Миля" и ОАО "Камов".

ОАО "Мотор Сич" – это уникальное производство, где сконцентрированы новейшие авиационные технологии, оборудование, интеллектуальный и кадровый потенциал.

Разрабатываемые и применяемые технологии обеспечивают высокую эффективность изделий.

В настоящее время на предприятии ведется интенсивная подготовка к серийному производству авиационных двигателей Д-27, АИ-22, АИ-222, Д-36 сер.4А, Д-436-148, АИ-450-МС, АИ-25ТЛШ, ТВ3-117ВМА-СБМ1В, АИ-450 для самолетов Ан-70, Ту-324, Як-130, L-159, Ан-74ТК-300, Ан-148, L-39, вертолетов Ка-50, Ми-14, Ми-17, Ми-28, Ка-226, а также для переоснащения находящихся в эксплуатации Ми-2 (рис. 4).

ОАО "Мотор Сич" осуществляет техническое сопровождение выпущенных авиационных двигателей в течение всего срока их эксплуатации, непрерывно поддерживая полное взаимодействие со всеми представителями по всему миру.

Наряду с авиационной техникой ОАО "Мотор Сич" разрабатывает наземные энергетические установки с использованием модулей и целых изделий.

В 1967 г. разработана и серийно выпускается передвижная электростанция ПАЭС-2500 мощностью 2500 кВт на базе авиадвигателя АИ-20. Таких электростанций выпущено более 2000 шт., они работают на всех континентах планеты. На базе авиадвигателя АИ-24 в семидесятые годы была разработана и пущена в эксплуатацию газотурбинная установка АИ-23У для привода буровых. Эти установки работают на буровых и в настоящее время.

В последние годы "Мотор Сич", благодаря выпуску приводов газоперекачивающих станций Д-336 (на базе вертолетного двигателя Д-136), завоевало широкое признание как поставщик оборудования для газопроводов в СНГ и за ее пределами.

Газотурбинные приводы семейства Д-336 и АИ-336 номинальной мощностью 6,3 МВт, 8 МВт и 10 МВт используют для газоперекачивающих, газлифтных, нефтеперекачивающих агрегатов и электростанций в качестве приводов нагнетателей, центробежных насосов и электрогенераторов.

Газотурбинные электростанции производства ОАО "Мотор Сич" ЭГ-1000, ЭГ-6000, ЭГ-8000 характеризуются низкими эксплуатационными затратами и высоким сервисным обслуживанием.

В ОАО "Мотор Сич" продолжаются работы по дальнейшей разработке и совершенствованию конструкций наземных энергетических установок с целью повышения их ресурса, надежности и снижения эксплуатационных затрат.

Продукция ОАО "Мотор Сич" всегда отличалась неизменным качеством, в основе которого:

- высокий уровень технологий и организации производства;
- квалифицированный персонал.

Обобщив многолетний опыт работы коллектива, наше предприятие одним из первых, в середине 70-х годов, разработало и внедрило Комплексную систему управления качеством продукции (КС УКП), включающую в себя многие аспекты производственной деятельности предприятия. КС УКП – первый вариант документированной системы качества предприятия.

ОАО "Мотор Сич" одним из первых предприятий Украины и СНГ в 1991 году заявило о внедрении системы качества, отвечающей требованиям стандартов ИСО серии 9000, и по результатам положительных проверок, проводимых специалистами "BUREAU VERITAS", в 1993 году получен сертификат соответствия системы качества стандартам ИСО серии 9000.

Освоив западный рынок еще в эпоху Союза ССР, стремясь сохранить партнерские связи, в 1993 году на предприятии проводится сертификация производства авиадвигателя Д-36 Авиационным Регистром Межгосударственного авиационного Комитета в соответствии с только что разработанными Авиаци-

онными правилами. В результате, предприятие первым в отрасли получает сертификат на производство авиадвигателя за номером "1" (ОП 01-ПД).

В настоящее время:

Серийное изготовление авиационных двигателей сертифицировано: Авиационной Администрацией Украины с апреля 1997 года – "Сертифікат схвалення виробництва" № СВ 0004 и Авиационным Регистром МАК с августа 1993 года – "Свидетельство об одобрении производства" № ОП01-ПД.

Ремонт авиационных двигателей (производства ОАО "Мотор Сич") сертифицирован: Авиационной Администрацией Украины с декабря 1996 года – "Сертифікат Організації з технічного обслуговування" №ВР 0030 и Авиационным Регистром МАК с мая 1998 года – "Сертификат Ремонтной Организации" № СПР-11.

ОАО "Мотор Сич" с июля 1998 года признано Авиационным Регистром МАК в качестве Разработчика авиационных двигателей гражданских воздушных судов. "Сертификат Разработчика авиационной техники" № Р-56.

Система качества ОАО "Мотор Сич" сертифицирована:

- Международной фирмой Bureau Veritas на соответствие требованиям международного стандарта EN ISO серии 9000, применительно к разработке, изготовлению, ремонту и техническому обслуживанию авиадвигателей; проектированию, разработке, производству, ремонту и техническому обслуживанию газотурбинных приводов и передвижных электростанций с июня 1993 года;

- Центром сертификации объектов государственной авиации Российской Федерации, применительно к ремонту всех типов авиадвигателей, изготовления ОАО "Мотор Сич". "Сертификат соответствия" № СК 061Р системы качества требованиям стандарта ГОСТ Р ИСО 9001-2001;

- в системе сертификации ГОСТ Р, применительно к разработке, производству и обслуживанию газотурбинных установок (приводных, энергетических). "Сертификат соответствия" № РОСС UA.ИС25.К00019 системы качества требованиям стандарта ГОСТ Р ИСО 9001-2001".

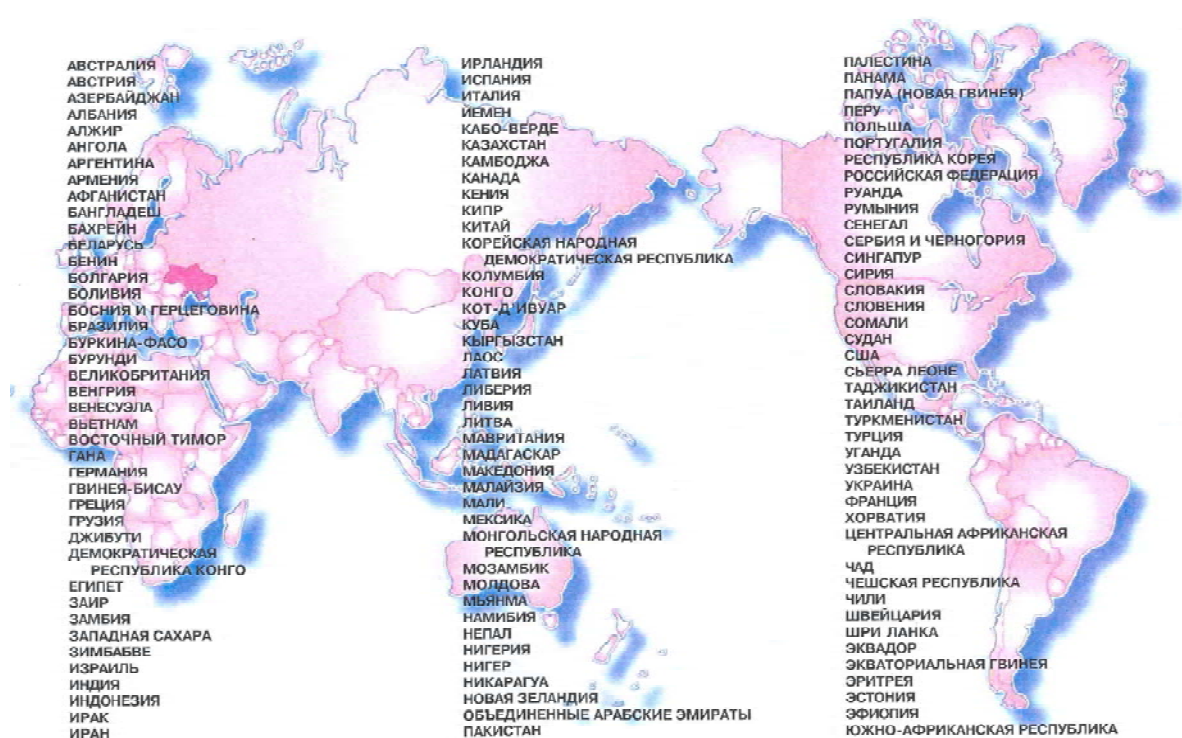
Качество и надежность выпускаемой предприятием продукции получили признание международных организаций (рис. 5).

Летательные аппараты с двигателями ОАО "Мотор Сич" эксплуатируются более чем в 100 странах мира.

Мы надеемся и впредь приумножать наши традиции.



Рис. 5. Сертификаты, полученные ОАО "Мотор Сич"



УДК 621.39: 004.93

С. А. Субботин

СИНТЕЗ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ ИЕРАРХИЧЕСКИХ НЕЙРО-НЕЧЕТКИХ СЕТЕЙ

Решена актуальная задача построения удобных для анализа и использования диагностических моделей сложных технических объектов. Предложен метод синтеза нейро-нечетких диагностических моделей, осуществляющих иерархическое принятие решений. Разработано программное обеспечение, реализующее предложенный метод и позволяющее использовать его на практике.

Введение

При диагностике таких сложных и дорогостоящих технических объектов, как авиадвигатели, важно иметь удобную для понимания и анализа схему принятия решений. Построение такой схемы предполагает, как правило, интеграцию человеческих экспертных знаний, представленных в виде правил "Если - то", и фактографических данных – числовых результатов экспериментальных исследований.

Поэтому наиболее удобной формой представления диагностических моделей являются нейро-нечеткие сети, объединяющие в себе достоинства искусственных нейронных сетей и нечеткой логики [1-3].

В настоящее время известно достаточно много различных моделей и методов синтеза нейро-нечетких сетей, среди которых наиболее часто используют аппроксиматор Мамдани [1] и модель Такаги-Сугэно-Канга [2]. Общим недостатком известных моделей является то, что они не позволяют выделить иерархию принятия решений, а также обучаются в итеративном режиме, что усложняет их применение в диагностических системах.

Целью данной работы является создание метода для синтеза иерархических нейро-нечетких диагностических моделей.

Постановка задачи

Пусть мы имеем обучающую выборку $\langle x, y \rangle$, $x = \{x^s\}$, $x^s = \{x_j^s\}$, $y = \{y^s\}$, $s = 1, 2, \dots, S$, $j = 1, 2, \dots, N$, где N – количество признаков, S – количество экземпляров обучающей выборки, x_j^s – значение j -го признака s -го экземпляра, y^s – номер класса, сопоставленный s -му экземпляру обучающей выборки.

Задача построения диагностической модели на основе обучающей выборки $\langle x, y \rangle$ заключается в структурной и параметрической идентификации зависимости $y = f(w, x)$, где f – некоторая функция, структуру и управляемые параметры w которой необходимо установить в процессе обучения (по-

строения модели).

В контексте синтеза нейро-нечеткой диагностической модели задача структурной идентификации состоит в выборе числа слоев, числа нейронов в слое, типов функций нейронов, принципа организации топологии сети, а также функций принадлежности к нечетким термам входного вектора значений признаков, описывающих состояние диагностируемого объекта. Задача параметрической идентификации нейро-нечеткой диагностической модели состоит в нахождении значений управляемых параметров модели: параметров функций принадлежности к нечетким термам, а также весовых коэффициентов нейронов сети.

Обеспечение удобства нейро-нечеткой диагностической модели для анализа и восприятия человеком предлагается обеспечить путем формирования в сети иерархической структуры принятия решений. Таким образом, структурная идентификация модели должна дополнительно выделить уровни принятия решений.

Метод синтеза иерархических нейро-нечетких диагностических моделей

Для синтеза иерархической нейро-нечеткой модели на основе исходной обучающей выборки необходимо для каждого класса сформировать набор правил, в условия и заключения которых входят нечеткие термы.

Выделение нечетких термов и формирование функций принадлежности к ним предлагается осуществлять с использованием метода [4], который на основе обучающей выборки выделяет интервалы значений признаков, в которых номер класса экземпляров остается неизменным.

Для полученного набора правил каждого класса следует сформировать иерархию принятия решения об отнесении распознаваемого экземпляра к данному классу. Это предлагается осуществлять путем группирования и объединения правил, отличающихся только значением термина, отдельно для каждого признака в порядке увеличения информа-

тивности признаков.

Метод синтеза иерархических нейро-нечетких сетей, реализующий данные соображения, заключается в выполнении такой последовательности шагов.

Шаг 1. Инициализация. Задать обучающую выборку $\langle x, y \rangle$.

Шаг 2. Определить значения характеристик обучающей выборки и сформировать структуры данных.

Шаг 2.1 На основе обучающей выборки с помощью метода [4] найти $\{A(j, k)\}$, $\{B(j, k)\}$, $\{K(j, k)\}$, $\{I_j\}$, где k – номер интервала значений j -го признака, $k = 1, 2, \dots, K_j$; K_j – количество интервалов, на которые разбивается диапазон значений j -го признака; $A(j, k)$, $B(j, k)$, $K(j, k)$ – соответственно, левая и правая границы, а также номер класса k -го интервала значений j -го признака; I_j – информативность j -го признака.

Шаг 2.2 Определить общее количество интервалов для всех признаков обучающей выборки:

$$Z = \sum_{j=1}^N K_j.$$

Шаг 2.3 Сформировать массив узлов $\{u(p)\}$, $p = 1, 2, \dots, Z$, которым последовательно сопоставить интервалы значений признаков в порядке увеличения номера признака и номера интервала значений признака. Добавить узел $u(Z+1)$ для объединения нечетких термов выходной переменной. Установить общее количество узлов: $z = Z+1$.

Шаг 2.4 Сформировать матрицу связей между узлами $\{v(i, j)\}$, где $v(i, j) = 0$, если связь между i -ым и j -ым узлами отсутствует, $v(i, j) = 1$, если имеется связь, направленная от i -го узла к j -му узлу. Установить: $v(i, j) = 0$, $i, j = 1, 2, \dots, z$.

Шаг 2.5 Сформировать массив типов узлов $\{t(j)\}$, где $t(j) = 0$, если j -й узел имеет тип "И"; $t(j) = 1$, если j -й узел имеет тип "ИЛИ"; $t(j) = -1$, если j -й узел является входным нечетким термом или выходным узлом сети. Задать типы узлов: $t(j) = -1$, $j = 1, 2, \dots, z$.

Шаг 2.6 Сформировать массив номеров уровней иерархии для узлов $\{h(j)\}$, где $h(j)$ – номер уровня иерархии для j -го узла. Задать уровни иерархии для узлов: $h(j)=1$, $j = 1, 2, \dots, z-1$; $h(z)=0$.

Шаг 2.7 Сформировать нечеткие термы – задаты функции принадлежности для интервалов значений признаков $\mu_{i,k}(x_i)$, где i – номер признака, k – номер интервала значений i -го признака. В качестве функций принадлежности предлагается использовать трапецевидные функции

$$\mu_{i,k}(x_i) = \begin{cases} 0, & \text{если } x_i \leq 0,5(A(i, k) + B(i, k-1)), \\ \frac{x_i - 0,5(A(i, k) + B(i, k-1))}{0,5(A(i, k) - B(i, k-1))}, & \text{если } 0,5(A(i, k) + B(i, k-1)) \leq x_i < A(i, k), \\ 1, & A(i, k) \leq x_i \leq B(i, k), \\ \frac{0,5(A(i, k+1) + B(i, k)) - x_i}{0,5(A(i, k+1) - B(i, k))}, & \text{если } B(i, k) \leq x_i < 0,5(B(i, k) + A(i, k+1)), \\ 0, & \text{если } 0,5(B(i, k) + A(i, k+1)) \leq x_i, \end{cases}$$

либо П-образные функции: $\mu_{i,k}(x_i) = \mu_{i,kS}(x_i) \mu_{i,kZ}(x_i)$, где $\mu_{i,kS}(x_i)$ – S-образная функция, а $\mu_{i,kZ}(x_i)$ – Z-образная функция:

$$\mu_{i,kS}(x_i) = \begin{cases} 0, & \text{если } x_i < 0,5(A(i, k) + B(i, k-1)), \\ \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cos\left(\frac{x_i - A(i, k)}{0,5(A(i, k) - B(i, k-1))} \pi\right), & \text{если } 0,5(A(i, k) + B(i, k-1)) \leq x_i \leq A(i, k), \\ 1, & \text{если } x_i > A(i, k); \end{cases}$$

$$\mu_{i,kZ}(x_i) = \begin{cases} 1, & \text{если } x_i < B(i, k), \\ \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cos\left(\frac{x_i - B(i, k)}{0,5(A(i, k+1) - B(i, k))} \pi\right), & \text{если } B(i, k) \leq x_i \leq 0,5(B(i, k) + A(i, k+1)), \\ 0, & \text{если } x_i > 0,5(B(i, k) + A(i, k+1)). \end{cases}$$

Шаг 3. Установить текущий номер класса $q = 1$.

Шаг 4. Если $q > K$, где K – количество классов, на которые делятся экземпляры обучающей выборки, тогда перейти на шаг 16.

Шаг 5. На основе обучающей выборки и параметров, определенных с помощью метода [4], сформировать матрицу правил g . Установить номер текущего уровня иерархии: $h = 2$.

Шаг 5.1 Установить: $s = 1$, $s_t = 1$.

Шаг 5.2 Если $s > S$, тогда перейти на шаг 6.

Шаг 5.3 Если $y^s = q$, тогда для $\forall j = 1, 2, \dots, N$, записать в ячейку $g(s_t, j)$ номер интервала, в который попало значение j -го признака s -го экземпляра выборки, установить: $s_t = s_t + 1$. Номера интервалов значений признаков записываются в сплошной нумерации по всем признакам в порядке возрастания номера признака и номера интервала значений внутри признака.

Шаг 5.4. Установить: $s = s + 1$. Перейти на шаг 5.2.

Шаг 6. Для каждого столбца матрицы g найти $n(j)$ – количество интервалов j -го признака, принадлежащих к q -му классу, $j = 1, 2, \dots, N$. Упорядочить столбцы матрицы g в порядке возрастания $n(j)$.

Шаг 7. Установить: $j = N$, $s_t = s_t - 1$.

Шаг 8. Если $j < 2$, тогда перейти на шаг 12.

Шаг 9. Для j -го признака найти в g и обобщить правила с одинаковыми частями левее j -го столбца.

Шаг 9.1 Установить: $s = 1$.

Шаг 9.2 Если $s > s_t$, тогда перейти на шаг 10.

Шаг 9.3 Для интервала $g(s, j)$ найти все интервалы того же j -го признака, имеющие одинаковые с ним левые части правил – строк матрицы g . Занести номера узлов для этих интервалов в вектор $\aleph = \{\aleph_i\}$, где $\aleph_i$ – i -й элемент вектора $\aleph$.

Шаг 9.4 Определить ℓ – длину вектора $\aleph$. Если $\ell > 0$, тогда: добавить новый узел $u(z+1)$; принять: $z = z + 1$, $h(z) = h + 1$; установить для узла z тип "ИЛИ": $t(z) = 1$; добавить связи: $v(\aleph_i, z) = 1$; для $p = 1, 2, \dots, s_t$: если $g(p, j) \in \aleph$, тогда установить: $r(p, j) = z$.

Шаг 9.5 Оставить в матрице g из каждой группы одинаковых правил только одно правило. Скорректировать соответствующим образом s_t .

Шаг 9.6 Установить: $s = s + 1$. Перейти на шаг 9.2.

Шаг 10. Для $s = 1, 2, \dots, s_t$: добавить новый узел $u(z+1)$; принять: $z = z + 1$, $h(z) = h + 2$; установить для узла z тип "И": $t(z) = 0$; добавить связи: $v(r(s, j), z) = 1$, $v(r(s, j-1), z) = 1$; установить: $r(s, j-1) = z$.

Шаг 11. Установить: $h = h + 2$, $j = j - 1$. Перейти на шаг 8.

Шаг 12. Оставить в матрице g из каждой группы одинаковых правил только одно правило. Скорректировать соответствующим образом s_t .

Шаг 13. Если $s_t > 1$, тогда: добавить новый узел $u(z+1)$; принять: $z = z + 1$, $h(z) = h + 1$; установить для узла z тип "ИЛИ": $t(z) = 0$; добавить связи: $v(s, z) = 1$; для $s = 1, 2, \dots, s_t$: установить: $r(1, 1) = z$; удалить из g все правила, кроме первого.

Шаг 14. Установить связь: $v(r(1, 1), Z+q) = 1$.

Шаг 15. Установить: $q = q + 1$. Перейти на шаг 4.

Шаг 16. Установить: $h(Z+1) = 1 + \max_{i=1,2,\dots,Z} h(i)$.

Для каждого уровня иерархии $\eta = 1, 2, \dots, h(Z+1)$, определить N_η – количество узлов, находящихся на уровне иерархии η .

Шаг 17. Останов.

Обобщенная схема иерархической нейро-нечеткой сети, синтезируемой на основе предложенного метода, представлена на рис. 1.

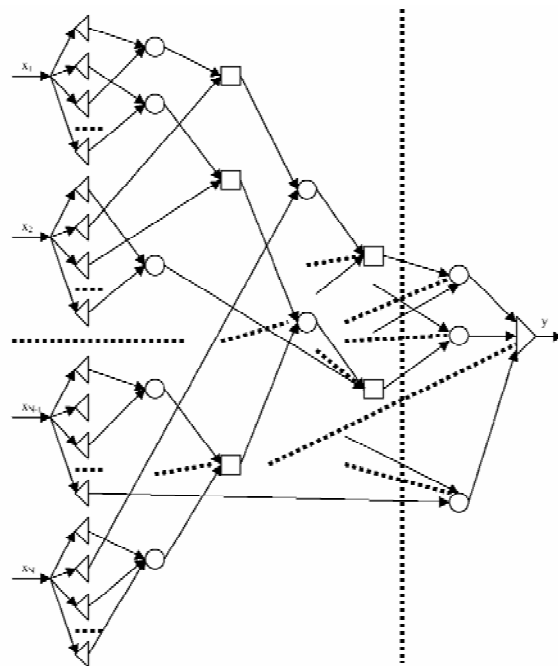


Рис.1. Схема иерархической нейро-нечеткой сети

На входы сети подаются четкие значения признаков распознаваемого экземпляра. Первый слой сети содержит узлы, определяющие принадлежности значений признаков к нечетким термам – интервалам значений признаков. Скрытые слои сети реализуют иерархический вывод решения о принадлежности к нечетким термам выходной переменной. Четные скрытые слои (на рис. обозначены окружностями) содержат нейроны типа "ИЛИ", нечетные скрытые слои (на рис. обозначены квадратами) содержат нейроны типа "И". Последний слой сети содержит один нейрон, выполняющий объединение нечетких значений принадлежностей распознаваемого экземпляра к классам и приведение результата к четкому значению.

Дискриминантные функции нейронов будут определяться следующим образом:

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \min \{w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}\},$$

$$\eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1;$$

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \max \{w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}\},$$

$$\eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2;$$

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \frac{\sum_{j=1}^K w_j^{(\eta,i)} x_j^{(\eta,i)}}{\sum_{j=1}^K x_j^{(\eta,i)}}, \quad \eta = h(Z+1), i = 1.$$

Функции активации нейронов сети будут опре-

деляться по формулам:

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \max_j \{ \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) \},$$

$$\eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1;$$

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \min_j \{ \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) \},$$

$$\eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2;$$

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \text{round}(x), \eta = h(Z+1), i = 1.$$

Весовые коэффициенты нейронов $w_j^{(\eta,i)}$, где j – номер входа, i – номер нейрона, η – номер слоя, будут определяться по формуле:

$$w_j^{(\eta,i)} = \begin{cases} j, \eta = h(Z+1), i = 1, j = 1, 2, \dots, K, \\ v(j, i), \eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}, \\ 1 - v(j, i), \eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}. \end{cases}$$

Сеть, синтезированная на основе приведенных выше формул, будет реализовать вывод на основе иерархической max-min композиции.

Данную сеть можно также модифицировать для реализации вывода на основе иерархической max-avg композиции. Четные скрытые слои будут, как и в предыдущем случае, содержать нейроны типа "ИЛИ", а нечетные скрытые слои будут содержать также нейроны типа "ИЛИ".

Параметры нейронов первого и последнего слоев будут определяться также как и ранее. Для нейронов скрытых слоев дискриминантные функции будут определяться как:

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \min \{ w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)} \},$$

$$\eta = 2, 3, \dots, h(Z+1)-1,$$

а функции активации будут определяться по формулам:

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \max_j \{ \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) \},$$

$$\eta = 2, 3, \dots, h(Z+1)-1.$$

Весовые коэффициенты нейронов скрытых слоев будут определяться по формуле:

$$w_j^{(\eta,i)} = v(j, i), \eta = 2, 3, \dots, h(Z+1)-1, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}.$$

С помощью предложенного метода также можно синтезировать сеть, реализующую вывод на основе иерархической max-prod композиции. Четные скрытые слои будут, как и в предыдущем случае, содержать нейроны типа "ИЛИ", а нечетные скрытые слои будут содержать нейроны типа "PROD".

Параметры нейронов первого и последнего слоев будут определяться так же как и ранее. Для

нейронов скрытых слоев дискриминантные функции будут определяться как:

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \min \{ w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)} \},$$

$$\eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1;$$

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \max \{ w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)} \},$$

$$\eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2;$$

а функции активации будут определяться как:

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \max_j \{ \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) \},$$

$$\eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1;$$

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \prod_j \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}),$$

$$\eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2.$$

Весовые коэффициенты нейронов скрытых слоев будут определяться по формуле:

$$w_j^{(\eta,i)} = \begin{cases} v(j, i), \eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}, \\ 1 - v(j, i), \eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}. \end{cases}$$

С помощью предложенного метода также можно синтезировать сеть, реализующую вывод на основе иерархической max-average композиции. Четные скрытые слои будут, как и в предыдущем случае, содержать нейроны типа "ИЛИ", а нечетные скрытые слои будут содержать нейроны типа "AVERAGE".

Параметры нейронов первого и последнего слоев будут определяться так же как и ранее. Для нейронов скрытых слоев дискриминантные функции будут определяться как:

$$\varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) = \min \{ w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)} \},$$

$$\eta = 2, 3, \dots, h(Z+1)-1,$$

а функции активации будут определяться как:

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \max_j \{ \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}) \},$$

$$\eta = 2, 4, \dots, h(Z+1)-1;$$

$$\psi^{(\eta,i)}(x) = \frac{1}{N_{\eta-1}} \sum_{j=1}^{N_{\eta-1}} \varphi^{(\eta,i)}(w_j^{(\eta,i)}, x_j^{(\eta,i)}),$$

$$\eta = 3, 5, \dots, h(Z+1)-2.$$

Весовые коэффициенты нейронов скрытых слоев будут определяться по формуле:

$$w_j^{(\eta,i)} = v(j, i), \eta = 2, 3, \dots, h(Z+1)-1, i = 1, 2, \dots, N_\eta, j = 1, 2, \dots, N_{\eta-1}.$$

Эксперименты и результаты

Для проверки практической применимости предложенного метода на его основе решалась задача диагностики лопаток газотурбинных авиадвигателей [5, 6]. Исходная обучающая выборка содержала кондиционные и дефектные лопатки, для которых с помощью аппаратно-программного измерительного комплекса ПОС "Вояж" НПП "Мера" были измерены параметры сигналов свободных затухающих колебаний после ударного возбуждения.

Предложенный в данной работе метод синтеза иерархических нейро-нечетких моделей был программно реализован на языке пакета MATLAB и использовался для проведения вычислительных экспериментов.

Проведенные эксперименты показали, что предложенный метод позволяет синтезировать высокоточные диагностические модели, обладающие многоуровневой структурой принятия диагностических решений.

Разработанный метод синтеза нейро-нечетких сетей обобщает классические методы нечеткого вывода и позволяет строить логически прозрачные нейро-нечеткие сети, удобные не только для анализа и восприятия, но также обладающие высокими обобщающими свойствами и легко реализуемые аппаратно за счет упрощения структуры обрабатываемых элементов и сокращения количества связей между нейроэлементами.

Результаты проведенных экспериментов позволяют рекомендовать разработанный метод и его программную реализацию для широкого внедре-

ния на производстве и в процессе эксплуатации для диагностики сложных технических объектов и систем.

Перечень ссылок

1. Круглов В.В., Борисов В.В. Искусственные нейронные сети: теория и практика. – М.: Горячая линия – Телеком, 2001. – 382 с.
2. Осовский С. Нейронные сети для обработки информации. – М.: Финансы и статистика, 2004. – 344 с.
3. Ярушкина Н.Г. Основы теории нечетких и гибридных систем. – М.: Финансы и статистика, 2004. – 320 с.
4. Дубровин В.И., Субботин С.А. Алгоритм классификации с оценкой значимости признаков // Радиотехника. Информатика. Управління. – 2001. – № 2. – С. 145-150.
5. Дубровин В.И., Субботин С.А., Богуслаев А.В., Яценко В.К. Интеллектуальные средства диагностики и прогнозирования надежности авиадвигателей: Монография. – Запорожье: ОАО "Мотор-Сич", 2003. – 279 с.
6. Адаменко В.А., Дубровин В.И., Субботин С.А. Диагностика лопаток авиадвигателей по спектрам затухающих колебаний после ударного возбуждения на основе нейронных сетей прямого распространения // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2000. – № 1. – С. 91-96.

Поступила в редакцию 11.12.2006

Вирішено актуальну задачу побудови зручних для аналізу і використання діагностичних моделей складних технічних об'єктів. Запропоновано метод синтезу нейро-нечітких діагностичних моделей, що здійснюють ієрархічне прийняття рішень. Розроблено програмне забезпечення, що реалізує запропонований метод і дозволяє використовувати його на практиці.

The actual problem of construction of diagnostic models of complex technical objects convenient for the analysis and use is solved. The method of synthesis of neuro-fuzzy diagnostic models for hierarchical decision making is offered. The software realizing an offered method and allowing to use it in practice is developed.

УДК 621.44.533.697

Ю. П. Кухтин

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕЧЕНИЯ ГАЗА ВБЛИЗИ ПРОДОЛЬНО ОБТЕКАЕМОЙ ТЕЛЕСНОЙ ПЛАСТИНЫ

Представлены результаты численного моделирования продольного обтекания телесной пластины потоком турбулентного газа с использованием 1-, 2-параметрических моделей турбулентности. В хорошем соответствии с экспериментальными данными находятся локальные и интегральные характеристики полученных расчетным путем течений.

1 Введение

Даже в отсутствие отрыва потока распределение давления на поверхности хорошо обтекаемого тела определяется взаимодействием между пограничным слоем, следом и внешним течением. Следовательно, для успешного расчета нестационарных аэродинамических характеристик таких тел как лопасти турбины и компрессора необходимо уметь рассчитывать безотрывное поле течения не только вблизи тела, но и в области следа.

Основная цель настоящей работы заключается в том, чтобы оценить возможности использования разработанного математического аппарата [1] для расчета безотрывных течений вблизи обтекаемого тела в реальных с практической точки зрения условиях

2 Численный метод и модели турбулентности

В основу разработанного метода расчета [1] положен эйлерово-лагранжев подход численного моделирования нестационарных течений газа с использованием подвижных лагранжевых сеток. Такой подход и метод решения уравнений газовой динамики показал высокую точность получаемых решений при расчетах течений невязкого газа.

Рассматриваемые течения в турбомашинах турбулентны, т. е. вследствие неоднородности и нестационарности в них наблюдаются хаотические пульсации параметров. Выбор модели турбулентности – ключевой вопрос численного моделирования течения турбулентного газа.

Для моделирования таких течений были использованы однопараметрическая модель турбулентности:

$$\frac{\partial(\rho v_T)}{\partial t} = -\frac{1}{dV} \int_A \rho W_n v_T dA - C_{D_v} \rho \frac{(v_T + v)v_T}{\ell_T^2} + \frac{1}{dV} \int_A \delta_v dA + C_{G_v} \frac{1}{dV} \int_A (|\delta_{W_\phi}| + |\delta_{W_m}|) \ell_T dA, \quad (1)$$

являющаяся аналогом известной модели турбулен-

тности Коважного [2], а также двухпараметрическая модель турбулентности:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k_T)}{\partial t} &= -\frac{1}{dV} \int_A \rho W_n k_T dA + \frac{1}{dV} \int_A \delta_k dA - \rho \varepsilon + \\ &+ C_{G_k} \frac{1}{dV} \int_A (|\delta_{W_\phi} W_\phi| + |\delta_{W_m} W_m|) dA, \\ \frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} &= -\frac{1}{dV} \int_A \rho W_n \varepsilon dA + \frac{1}{dV} \int_A \delta_\varepsilon dA - \\ &- C_{D_\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k_T} \rho + C_{G_\varepsilon} \frac{1}{dV} \int_A (|\delta_{W_\phi} W_\phi| + |\delta_{W_m} W_m|) \frac{\varepsilon}{k_T} dA, \\ \varepsilon &= \frac{k_T^{3/2}}{\ell_T}, \quad v = \frac{C_v \cdot k_T^2}{\varepsilon}, \end{aligned} \quad (2)$$

являющаяся аналогом известной (k - ε) модели турбулентности [2].

Как видно из уравнений (1), (2), явления тепло-массообмена имитируются источниками и стоками массы, импульса и энергии. Интенсивности этих источников и стоков определялись исходя из основных достижений молекулярно-кинетической теории газов и современных достижений теории турбулентности [3]:

$$\begin{aligned} \delta_i &= \frac{1}{2} \rho_i \left(\frac{v}{\ell} + \frac{v_T}{\ell_T} \right), \quad \delta_C = \frac{1}{2} \rho_C \left(\frac{v}{\ell} + \frac{v_T}{\ell_T} \right), \\ \delta_\rho &= \frac{1}{Sc_T} (\delta_C - \delta_i), \quad \delta_v = \frac{1}{Sc_T} (\delta_C v_{TC} - \delta_i v_{Ti}), \\ \delta_k &= \frac{1}{Sc_T} (\delta_C k_{TC} - \delta_i k_{Ti}), \quad \delta_\varepsilon = \frac{1}{Sc_T} (\delta_C \varepsilon_C - \delta_i \varepsilon_i), \\ \delta_{W_m} &= \delta_C W_{mC} - \delta_i W_{mi}, \quad \delta_{rW_\phi} = \delta_C r_C W_{\phi C} - \delta_i r_i W_{\phi i}, \\ \delta_{W_\phi} &= \frac{\delta_r W_\phi}{r_C}, \\ \delta_H &= \frac{1}{Pr_T} \left(\delta_C \left(C_p T + \frac{W^2}{2} \right)_C - \delta_i \left(C_p T + \frac{W^2}{2} \right)_i \right). \end{aligned} \quad (3)$$

3 Результаты расчетов

Предметом численного моделирования, результаты которого представлены в настоящей работе, было продольное обтекание телесной пластины, геометрические размеры которой и условия обтекания опубликованы в работе [4] ($M_\infty = 0,7$).

На рис. 1 показана общая картина течения вблизи пластины, полученная расчетным путем с использованием модели турбулентности (1). Картина течения, полученная с использованием модели турбулентности (2), представлена на рис. 2. Как видно из этих рисунков, за профилем пластины развивается нестационарное течение наподобие дорожки Кармана.

Распределение давления на поверхности пластины (см. рис. 3), полученное численно с использованием моделей турбулентности (1) и (2), хорошо согласуется с экспериментальными данными работы [4].

Хорошее соответствие результатов численного моделирования экспериментальным данным наблюдается (см. рис. 4) для профилей безразмерной скорости u/u_0 на пластине и в следе течения, где

u_0 – скорость в невозмущенном потоке.

4 Выводы

1. Подтверждена пригодность разработанного метода расчета для определения аэродинамических характеристик профиля и образующегося следа за ним при безотрывном его обтекании.

2. Сравнение результатов расчета, полученных по двум моделям турбулентности с экспериментальными данными показало практическую равнозначность по точности используемых моделей.

3. Расчеты показали эффективность разработанного метода численного моделирования тепло-массообмена. Для воспроизведения структуры пограничного слоя и слоя смешения количество задействованных расчетных элементов составило 15-16. В то же время при расчетах по методу Мак-Кормака [4] необходимо до 35 элементов.

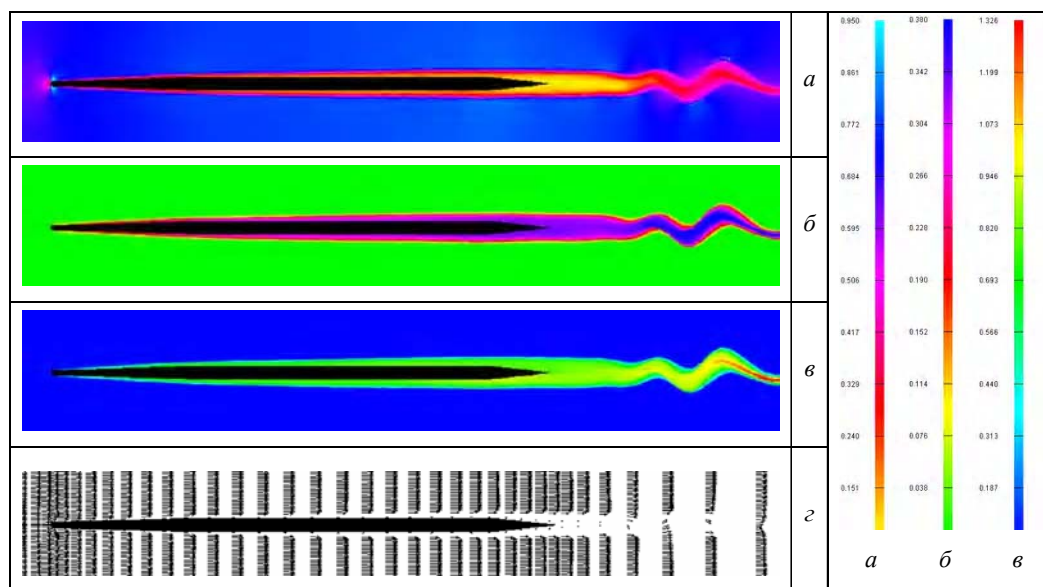


Рис. 1. Картина обтекания пластины с использованием модели турбулентности (1):

а – поле безразмерной скорости M ; б – поле параметра энтропии; в – поле турбулентной вязкости; г – векторное поле скоростей

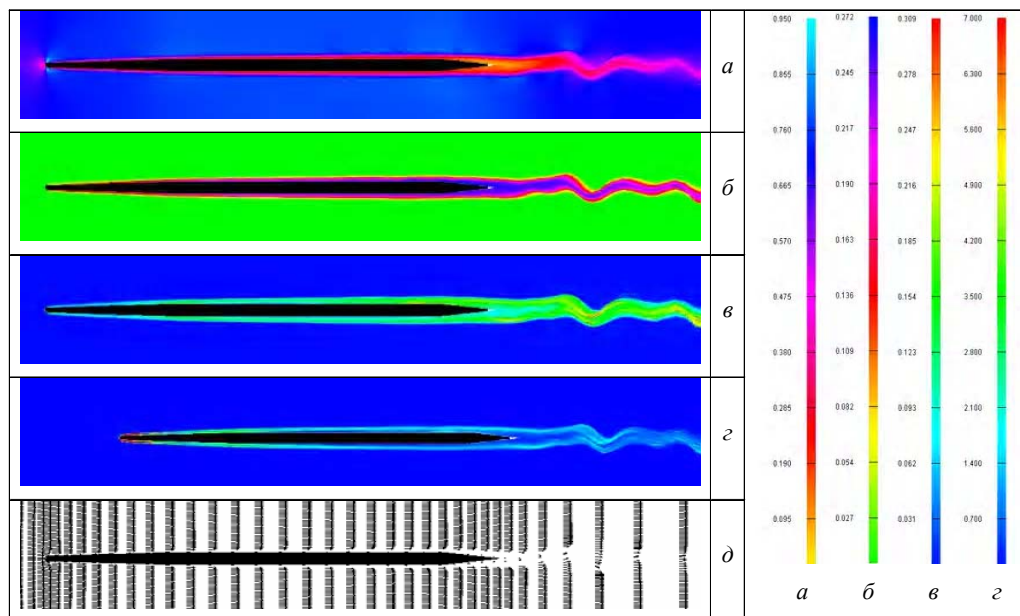


Рис. 2. Картина обтекания пластины с использованием модели турбулентности (2):

а – поле безразмерной скорости M ; б – поле параметра энтропии; в – поле энергии пульсационного движения; г – поле диссипации энергии пульсационного движения; д – векторное поле скоростей

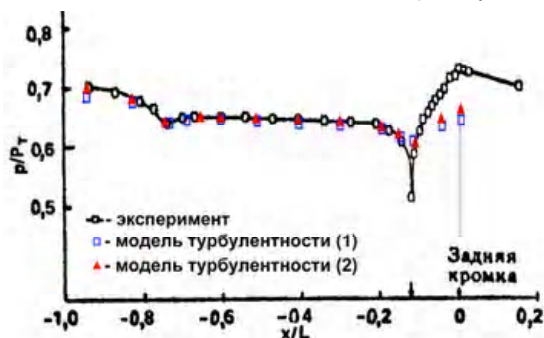


Рис. 3. Распределение давления на поверхности:

$P_T = 275000$ Па – полное давление на входной границе,
 $L = 92,89$ см – длина пластины

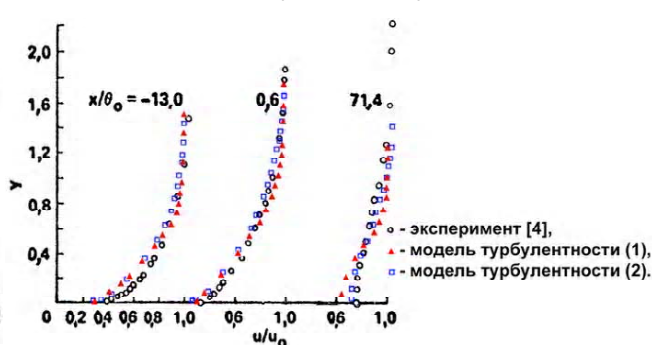


Рис. 4. Профиль скорости в пограничном слое и в области следа: $\theta_0 = 0,195$ см

Перечень ссылок

1. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Преимущества использования подвижных, лагранжевых сеток при численном моделировании течений сплошных сред // Авиационно-космическая техника и технология: Тепловые двигатели и энергоустановки. – Харьков: ХАИ, 2000. – Вып. 19. – С. 88-92.
2. Турбулентность /под ред. У. Фроста и Т. Мюлдена. – М.: Мир, 1980. – С. 52-55.
3. Лапотко В.М. Модель и метод определения газодинамических характеристик профилей компрессоров и турбин авиационных двигателей. Дис... канд. техн. наук. – ХАИ, 1993. – 162 с.
4. Висванатх П.Р., Клири Дж.В., Сигмиллер Х.Л., Хорстмен К.К. Течение в следе за задней кромкой при больших числах Рейнольдса // Ракетная техника и космонавтика. – 1980, т.18, №9. – С. 44-53.

Поступила в редакцию 17.01.2007

Представлено результати чисельного моделювання поздовжнього обтікання тілесної пластини потоком турбулентного газу з використанням 1-, 2-параметричних моделей турбулентності. У гарній відповідності з експериментальними даними перебувають локальні й інтегральні характеристики отриманих розрахунковим шляхом плинів.

Results of numerical modelling of longitudinal flow(streamlining) of a solid plate by a turbulent gas flow with use of 1-, 2-parametric models of turbulence are submitted. The local and integrated characteristics of the calculated flows are in good conformity with experimental data.

УДК 621.44.533.697

В. М. Лапотко, Ю. П. Кухтин

НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ЯВЛЕНИЯ ОТРЫВА И ВЫТЕСНЕНИЯ СТРУЙ ГАЗА У ПОВЕРХНОСТЕЙ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИН

При численном моделировании нестационарного взаимодействия соплового аппарата и рабочего колеса турбины, используя эйлерово-лагранжев подход, показана возможность моделирования нестационарных отрывных зон как следствие взаимодействия пограничного слоя лопаток и скачков уплотнения, а также механизм сегрегации холодных и горячих струй газа на лопатках рабочего колеса.

1 Цель работы

В настоящее время уделяется большое внимание исследованию нестационарных эффектов обтекания рабочих лопаток турбомашин, обусловленных взаимодействием с аэродинамическими следами вышестоящих лопаточных венцов и неравномерностью камеры сгорания по температуре. Определение таких аэродинамических характеристик как силовое и тепловое нагружение рабочих лопаток зависит от правильного моделирования срывных зон и явлений вытеснения струй течения от поверхностей рабочих лопаток. Экспериментальное исследование таких явлений связано с непреодолимыми техническими трудностями и большими материальными затратами. Отсюда очевидна необходимость создания теоретической модели, позволяющей адекватно воспроизводить указанные эффекты.

2 Определяющие механизмы исследуемых явлений

При построении такой модели ключевое значение принадлежит воспроизведению физических механизмов, лежащих в основе указанных явлений.

В качестве определяющих факторов силового нагружения рабочей лопатки турбины авторы работы рассматривают наличие зон отрыва потока, которые появляются как следствие взаимодействия пограничного слоя лопаток со скачками уплотнения, а также явление взаимодействия этих зон отрыва с высокого уровня турбулентными пульсациями в следах вышестоящих лопаток. Как результат такого взаимодействия переход ламинарного течения в турбулентное и, как следствие, частичное, а иногда и полное устранение существующих зон отрыва, что приводит к резкому изменению нестационарных сил, действующих на рабочую лопатку.

В качестве определяющих механизмов сегрегации холодных и горячих струй газа лопатками рабочего колеса авторы считают явление вытеснения высокоскоростными струями ядра потока за-

торможенных спутных струй лопаток соплового аппарата вблизи поверхности давления рабочей лопатки, а также явление вытеснения высокоскоростных струй ядра течения заторможенными спутными струями соплового аппарата вблизи поверхности разрежения профиля рабочей лопатки.

Примечательно, что для описания этих явлений достаточно использовать двумерную модель представления течения среды.

3 Теоретическая модель нестационарного взаимодействия венцов

Авторами представленной публикации разработан весьма эффективный q -3d метод моделирования нестационарных течений в многоступенчатых лопаточных машинах [1]. Согласно этому методу нестационарное течение в полных лопаточных венцах рассчитывалось на основе решения уравнений законов сохранения массы, импульса и энергии в единой, как правило, неподвижной системе координат с использованием эйлерово-лагранжевого подхода.

Использование единой системы координат позволило устранить негативный эффект – "мазание" параметров потока на стыках расчетных областей, что присуще всем расчетным методам, использующим скользящие сетки.

При такой схеме расчета ключевой, не решенной до настоящего времени проблемой была проблема расчета явлений отрыва струй течения у поверхностей рабочих лопаток. Эта задача была успешно решена путем снятия ограничений, касающихся скольжения точек начала и конца сегментов струй течения только по поверхностям лопаток и поверхностям периодичности.

В предлагаемой версии алгоритма расчета допускается относительное проскальзывание сегментов струй течения при прохождении межлопаточных каналов рабочего колеса и каналов, образованных линиями периодичности течения на выходе рабочего колеса (см. рис. 1).

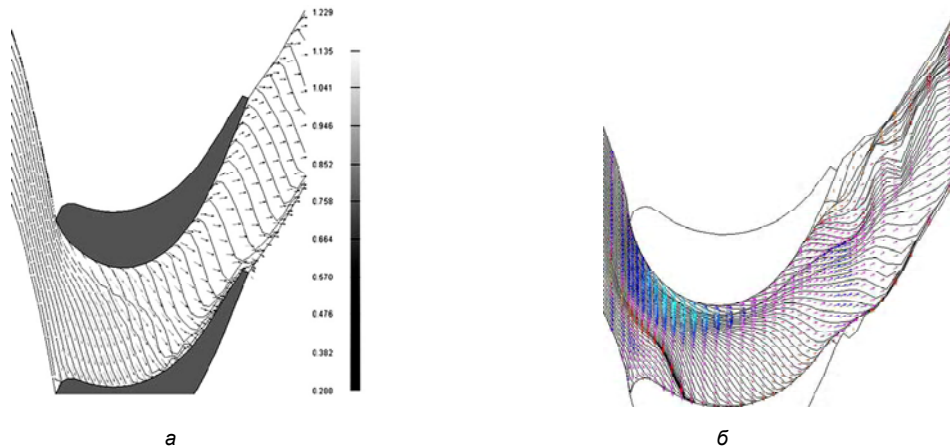


Рис. 1. Структура сеточных линий и векторное поле скоростей:

а – старая версия алгоритма; б – новая версия алгоритма

Явления тепломассообмена имитировались источниками и стоками массы, импульса и энергии, интенсивности которых определялись исходя из основных положений молекулярно-кинетической теории газов и современных моделей турбулентности [2].

4 Результаты расчета

Предметом исследования, результаты которого представлены в данной работе, являлась экспериментальная ступень турбины высокого давления.

Газодинамические параметры, при которых проводилось исследование рассматриваемого узла, были следующие: $n = 800,0$ об/сек; $P^* = 700000$ Па; $T^* = 1450$ К; $P_2 = 205000$ Па; $T_2 = 1100$ К; $\alpha = 0,0$; $\kappa = 1,33$; $R = 287$ Дж/кг·К. Число Рейнольдса, определенное по общей осевой протяженности расчетной области, изотермической скорости звука $\sqrt{RT_2}$, физической вязкости среды на выходе из ступени, составило 610000,0. При проведении расчетов все параметры приводились к безразмерному виду. В качестве эталонов давления и температуры принимались параметры P_2 и T_2 на выходе из решетки. В качестве эталона скорости принималась изотермическая скорость звука, определенная по параметрам на выходе из рабочего колеса.

Так как, число лопаток не было кратным: 26/41, то рассчитывались полные решетки соплового аппарата и рабочего колеса.

4.1 Нестационарные явления отрыва течения у поверхностей рабочих лопаток

Структура сеточных линий, ограничивающих струи и сегменты струй газа в межлопаточных каналах рабочего колеса, показана на рис. 2, а; 2, б. На рис. 2, б видны также зоны отрыва течения, возникающие вследствие взаимодействия скачка уплот-

нения и пограничного слоя на спинке профиля вблизи выходной кромки. В отличие от стационарного течения, когда размеры срывных зон и интенсивности скачков уплотнения практически не менялись, в нестационарном течении, при прохождении спутных струй от соплового аппарата вблизи зон отрыва, вследствие турбулизации пограничного слоя, а также вследствие ослабления скачков уплотнения происходило частичное или полное "захлопывание" зон отрыва потока.

Надо отметить, что классическая концепция отрыва в двумерных течениях связывает отрыв с точкой, в которой напряжения трения равны нулю, а непосредственно к ней примыкает зона обратного течения. В нашем случае, при рассмотрении отрыва вблизи рабочих лопаток в неподвижной системе координат, мы наблюдаем лишь спутную зону со скоростью, равной окружной скорости вращения лопаток (см. векторное поле скоростей на рис. 2, а).

Таким образом, при взаимодействии с сопловым аппаратом явления нестационарности течения в рабочем колесе в данном случае характеризуются пульсациями размеров срывных зон. Частота и размеры этих пульсаций, а также нестационарные силы и давления могут быть определены численно.

4.2 Нестационарные явления вытеснения струй газа у поверхностей рабочих лопаток

Существо описываемых явлений, подобным образом однажды уже рассмотренных в работе [3], состоит во взаимодействии заторможенных струй газа, сошедших с вышерасположенных сопловых лопаток, высокоскоростных струй ядра течения, а также поверхностей рабочих лопаток между собой (см. рис. 3).

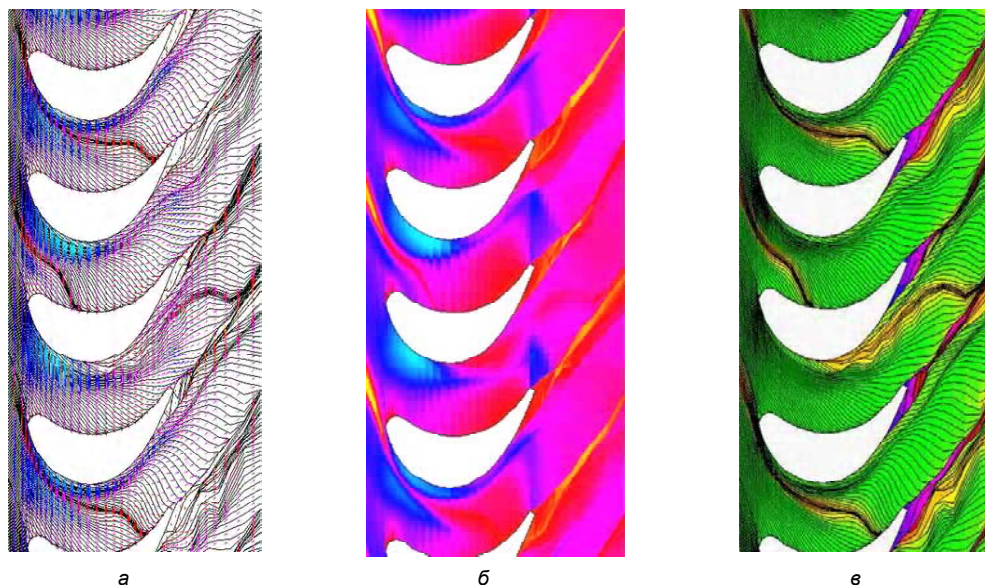


Рис. 2. Фрагмент нестационарного течения в рабочем колесе ступени:

а – продольные сеточные линии и векторное поле скоростей; б – поле параметра M ;
в – продольные сеточные линии и поле энтропии

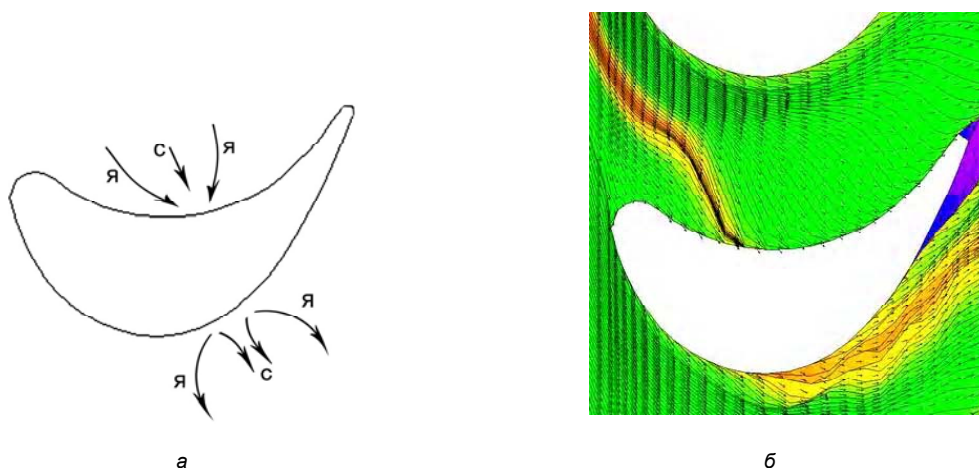


Рис. 3. Явление вытеснения струй течения у поверхности рабочей лопатки:

а – схема взаимодействия; б – фрагмент поля параметра энтропии, векторного поля скоростей и струй течения

Особенностью распространяющихся струй течения является постоянство статического давления поперек потока. Поскольку высокоскоростные струи ядра течения "я" (см. схему на рис. 3, а, область корыта профиля) имеют скорость распространения выше чем заторможенные спутные струи "с", то в зоне взаимодействия с поверхностью давления рабочей лопатки (задача о поршне [4]) будет возникать перепад давления, направленный от струй ядра по направлению к спутным струям потока, стремящийся сжать и оттеснить спутные струи от поверхности давления рабочей лопатки, что на

самом деле и показывают расчеты (см. рис. 3, б, область корыта профиля).

При взаимодействии струй у поверхности разрежения рабочей лопатки – ситуация обратная. По причине разности скоростей величина разрежения, создаваемая при торможении струями ядра течения, будет выше соответствующей величины, создаваемой спутными струями (задача о поршне [4]). Вследствие образующегося градиента давления будет происходить сжатие и вытеснение от поверхности разрежения рабочей лопатки спутными струями струй ядра потока и, как следствие, существует

тенденция растекания спутных струй вдоль поверхности разрежения рабочей лопатки (см. область течения вблизи спинки профиля на рис. 3, б).

В случае пленочного охлаждения лопаток соплового аппарата спутные струи являются носителями холодного газа. Вследствие описанных явлений вытеснения спутных струй от поверхности давления и струй ядра течения от поверхности разрежения будет происходить нагрев поверхности давления и захлаживание поверхности разрежения рабочей лопатки, что может вызвать неблагоприятные термические напряжения профиля пера лопатки.

Экспериментальные исследования [5], проведенные в подобных условиях, показали, что слои газа, находящиеся вблизи поверхности давления рабочей лопатки, имеют температуру заторможенного потока выше (на 150-250 °) чем соответствующая температура газа вблизи поверхности разрежения.

5 Выводы

Благодаря доработке расчетной схемы для расчета срывных течений газа, показаны механизмы возникновения нестационарных явлений в решетках турбомашин, оказывающих существенное влияние на их работоспособность. Тем самым, появилась возможность проведения оптимизации нестационарных явлений, имеющих место при взаимодействии лопаточных венцов с целью повышения их эффективности и надежности.

Перечень ссылок

1. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Использование

единой системы координат для расчета нестационарного течения газа в ступени турбомшины // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования. – Харьков: Ин-т проблем машиностроения, 2003. – т. 1. – С. 182-187.

2. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Модель и метод расчета турбулентных течений вязкого теплопроводного газа. // Авиационно-космическая техника и технология. – Харьков: ХАИ, 2003. – Вып. 41/6. – С. 65-68.
3. Ходсон, Расчет порождаемого следами лопаток нестационарного течения в межлопаточном канале без учета вязкости // Энергетические машины, 1985. – т. 107. – № 2. – С. 50-58.
4. Рождественский Б.Л., Яненко Н.Н. Системы квазилинейных уравнений и их приложения к газовой динамике. – М.: Наука, 1978. – 688 с.
5. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П., Блюмин Я.И. Сегрегация течений газа в осевых турбомашинах и проблема обеспечения равномерного теплового нагружения рабочих лопаток турбин // Авиационно-космическая техника и технология. – Харьков: ХАИ, 2001. – Вып. 23. – С. 28-32.

Поступила в редакцию 17.01.2007

При чисельному моделюванні нестационарної взаємодії соплового апарата і робочого колеса турбіни, використовуючи ейлерово-лагранжев підхід, показана можливість моделювання нестационарних відривних зон як наслідок взаємодії прикордонного шару лопаток і стрибків ущільнення, а також механізм сегрегації холодних і гарячих струменів газу на лопатках робочого колеса

At numerical modeling of non-stationary interaction of the nozzle device and turbine working wheel using the Lagrangian-Eulerian approach the opportunity of modeling non-stationary separation zones as a consequence of interaction of a boundary layer blades and jumps of condensation and also mechanism of segregation of cold and hot gas jets on the blades of turbine working wheel is shown.

УДК 629.7.087

С. Н. Кулагин, Л. Г. Дубовик, В. Н. Балашов

ВЛИЯНИЕ ПРОВОДИМОСТИ СТенок РАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ХОЛЛОВСКОГО ДВИГАТЕЛЯ

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния проводимости стенок разрядной камеры (РК) на эффективность холловского двигателя малой мощности при различных расходах рабочего тела (ксенона). Показано, что использование проводящих полюсных наконечников (вместо диэлектрических) на переднем срезе РК приводит к увеличению КПД двигателя ~ на 1-2 %.

В последнее время растет интерес к использованию космических аппаратов (КА) малой массы – микроспутников (МС), не требующих использования двигательных установок с большой тягой, позволяющих выполнять задачи, ранее решавшиеся с помощью КА большой и средней массы. Это связано с возможностью уменьшения массы КА за счет миниатюризации электронных приборов. Применение МС требует разработки соответствующих подсистем, в том числе двигательных. Как вариант, может быть рассмотрена электрореактивная двигательная установка (ЭРДУ) на базе холловского двигателя (ХД).

Главной проблемой, сдерживающей использование ЭРДУ на борту МС, является слабая энерговооруженность микроспутников. Так, полная потребляемая мощность МС может составлять 100-300 Вт для околоземных орбит и 300-650 Вт для длительных перелетов [1]. Соответственно мощность, которая может быть выделена для работы двигательной установки, находится в диапазоне 50-200 Вт в зависимости от конкретной задачи.

Имеющийся опыт разработки ХД относится к диапазону мощностей 0,5-5,0 кВт. При изменении мощности и габаритов двигателей в этом диапазоне не происходит каких-либо качественных изменений в характере работы двигателя. При уменьшении мощности (менее 0,5 кВт) и габаритов можно ожидать появления некоторых масштабных факторов, которые будут оказывать влияние на характер работы и характеристики ХД.

Основными из этих факторов являются:

- опасность перехода в аномальный режим работы;
- необходимость уменьшения площади сечения разрядной камеры двигателя для обеспечения высокой степени ионизации при малых расходах рабочего вещества;
- нарушение оптимальной геометрии элементов магнитной системы и профиля магнитного поля, что приводит к нарушению фокусировки и снижению эффективности;

- возрастание роли краевых эффектов на границе плазма/стенка разрядной камеры двигателя и увеличение потерь энергии на элементах конструкции;

- невозможность в полной мере применения в конструкции двигателя малого размера всех технических решений, обеспечивающих минимальную эрозию стенок разрядной камеры и высокую эффективность холловских двигателей.

В имеющихся на настоящий момент публикациях показана возможность получения КПД холловского двигателя 20-25 % при мощности ~100 Вт [2]. Увеличение эффективности двигателя до 30-40 % требует проведения исследований, направленных на совершенствование конструкции и оптимизацию рабочих процессов. Поэтому экспериментальные исследования возможности использования в ХД малой мощности (ХДММ) способов, разработанных для улучшения характеристик двигателей средней и большой мощности, представляют несомненный интерес.

Ранее холловские двигатели развивались в сторону уменьшения толщины слоя ионизации и ускорения и увеличения напряженности электрического поля посредством оптимизации конфигурации магнитного поля. Использование магнитного поля с увеличенным градиентом dB/dz позволяет существенно улучшить характеристики двигателя и увеличить ресурс, а также уменьшить расходимость выходящей струи плазмы.

Однако существует ограничение максимальной напряженности электрического поля и, соответственно, уменьшения длины зоны ускорения, которая определяется вторичной эмиссией, зависящей от материала стенок РК, и процессами охлаждения электронов на стенках. Одним из решений проблемы является использование проводящих материалов для стенок РК вместо диэлектрических, обычно используемых в ХД. При этом происходят следующие явления:

- увеличение отрицательного смещения потенциала стенки относительно плазмы в зоне ускоре-

ния должно снижать интенсивность взаимодействия электронов со стенками и, в частности, снижать пристеночную проводимость;

- повышенный отбор электронов из слоев плазмы в выходной части РК будет приводить к увеличению потенциала этих слоев.

Отмеченные обстоятельства должны приводить к сужению слоя ионизации и ускорения и поджатию его к выходной части РК.

В работе [3] предлагается новая концепция холловского двигателя с разделением проводящего канала на несколько секций. Эта схема по сравнению с традиционной позволяет увеличить ресурс, уменьшить вторичную электронную эмиссию и снизить потери разрядной мощности, что приводит к увеличению КПД. Подтверждена принципиальная возможность создания ХД с проводящим секционированным каналом при сравнительно высокой эффективности (около 60 %).

Целью настоящей работы является экспериментальное исследование влияния проводимости стенок РК в районе переднего среза на характеристики ХДММ.

Конструктивная схема экспериментальной модели ХД с наружным диаметром РК 37 мм (условное название Д-37) представлена на рис. 1, а распределение радиальной составляющей магнитной индукции по длине РК – на рис. 2.

Конструкция двигателя, включающая магнитный экран [4], позволяла менять полюсные наконечники при сохранении без изменений геометрии магнитной системы. В качестве материалов для изготовления наконечников с различной проводимостью использовались графит (проводник) и алюминитрид бора (диэлектрик).

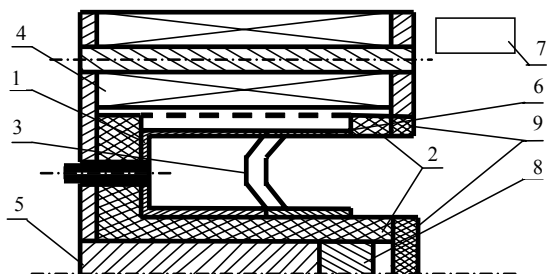


Рис. 1. Конструктивная схема Д-37:

- 1 – анод-газораспределитель;
- 2 – изоляторы; 3 – радиальные перемычки;
- 4 – катушка намагничивания; 5 – магнитопровод;
- 6 – магнитный экран; 7 – катод-компенсатор;
- 8 – постоянный магнит; 9 – полюсные наконечники



Рис. 2. Распределение магнитного поля по длине РК ($L = 12$ мм – передний срез двигателя)

В экспериментах снимались вольт-амперные и тяговые характеристики при расходах рабочего тела (ксенон) в диапазоне 0,28–0,87 мг/с при фиксированном токе катушки намагничивания. Ток катушки подбирался по минимуму тока разряда для расхода ксенон $\dot{m} = 0,53$ мг/с (среднее значение из указанного диапазона) при напряжении 150 В. Зависимость тока разряда от тока катушки представлена на рис. 3, из которого видно, что при токе катушки в диапазоне 2–8 А ток разряда остается практически неизменным.

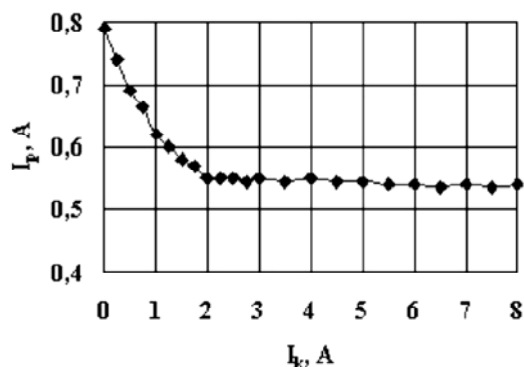


Рис. 3. Зависимость тока разряда I_p от тока катушки I_k

Так как оптимальный ток катушки зависит от расхода рабочего тела и разрядного напряжения [5], для проведения дальнейших исследований ток катушки выбран "с запасом" и составлял 3 А, что уменьшало влияние магнитной индукции на характеристики двигателя при изменении расхода и напряжения. Это позволило проводить все эксперименты при фиксированном значении магнитной индукции, что значительно упрощает сравнительный анализ характеристик, полученных при использовании проводящих и диэлектрических полюсных наконечников.

Для различных материалов полюсных наконеч-

ников при токе катушки 3 А и напряжении разряда $U_p = 150$ В получены зависимости тока разряда и тяги от расхода рабочего тела (рис. 4, 5), а также зависимости тягового КПД η от потребляемой мощности при тех же расходах ксенона (рис. 6).

Как видно из рис. 4, 5 ток разряда и тяга для графитовых полюсных наконечников больше, чем для наконечников из АБН. При этом КПД двигателя с проводящими полюсными наконечниками оказывается выше (рис. 6), что можно объяснить сужением слоя ионизации и ускорения.

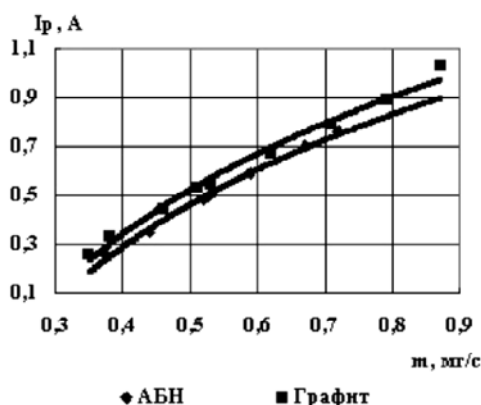


Рис. 4. Зависимость тока разряда двигателя Д-37 от расхода

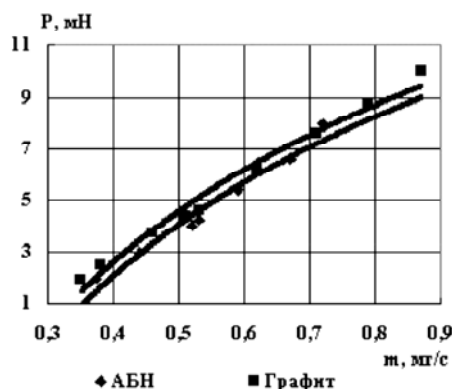


Рис. 5. Зависимость тяги двигателя Д-37 от расхода

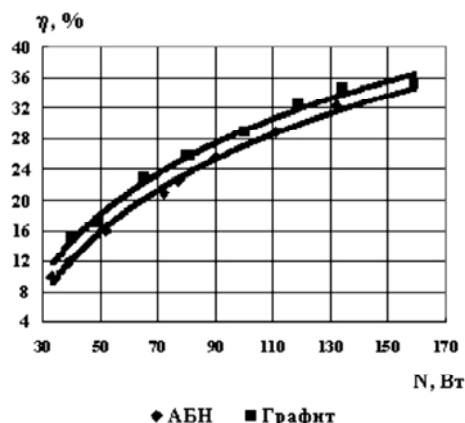


Рис. 6. Зависимость тягового КПД двигателя Д-37 от мощности

Таким образом, в исследованном диапазоне мощностей (40-160 Вт) использование проводящих (графитовых) полюсных наконечников приводит к увеличению КПД холловского двигателя по сравнению с двигателем с диэлектрическими наконечниками (АБН) ~ на 1-2 %.

Перечень ссылок

1. Bugeat I., Koppel C. Development of a second generation of SPT // 24 th International Electric Propulsion Conference. IEPC 95-35. – Moscow, September, 1995. – P. 995-997.
2. Arkhipov B., Kim V., Koryakin A., Murashko V., Nesterenko A., Skrylnikov A. Small SPT Unit Development and Tests // 3th International Conference on Spacecraft Propulsion. ESA SP-465. – Cannes, France, 2000. – P. 399-401.
3. Zhakupov A. Hall Thruster With a Sectioned Conducting Channel / A. Zhakupov, S. Khartov, L. Latyshev // Proc. 3rd International Conference on Spacecraft Propulsion. ESA SP-465. – Cannes, France, 2000. – P. 277-279.
4. Деклараційний пат. 69865 Україна, МКІ F03H1/00. Плазмовий холодовський двигун малої потужності / С.М. Кулагін, Л.Г. Дубовик, Ю.В. Манець. – № 20031211412; Заявл. 11.12.03; Опубл. 15.09.04, Бюл. № 9. – 3 с.
5. Белан Н.В. Стационарные плазменные двигатели / Н.В. Белан, В.П. Ким, А.И. Оранский – Х.: ХАИ, 1989. – 316 с.

Поступила в редакцию 23.01.2007

Наведено результати експериментальних досліджень впливу провідності стінок розрядної камери (РК) на ефективність холодовського двигуна малої потужності при різних витратах робочого тіла (ксенону). Показано, що використання провідних полюсних наконечників (замість діелектричних) на передньому зрізі РК веде до збільшення ККД двигуна ~ на 1-2 %.

The results of experimental researches of influence of conductivity of walls of the digit chamber (DC) on efficiency of low power hall thruster at the various charges of a working body (xenon) are given. It is shown that use of conducting pole extensions (instead of dielectric) on DC forward section results in increase of efficiency of the thruster by 1-2 %.

УДК 536. 24

Л. Б. Кабакова

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КИПЕНИЯ В ЩЕЛЕВЫХ ЗАЗОРАХ

Приведены результаты экспериментальных исследований теплообмена при кипении в щелевых каналах. Определено влияние величины щели на коэффициент теплоотдачи при различных плотностях теплового потока. Показана возможность повышения коэффициента теплоотдачи при кипении путем организации кипения в стесненных условиях.

Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами

Процессы кипения реализуются в ряде теплообменных аппаратов и элементов теплотехнического оборудования, в частности, в парогенерирующих установках, при проектировании которых необходимы данные по характеристикам теплообмена. Кроме того, в целях уменьшения габаритов и повышения надежности теплообменного оборудования актуальной является задача интенсификации теплообмена при кипении. Одним из перспективных способов интенсификации теплообмена применительно к парогенерирующим установкам является организация кипения в стесненных условиях, в частности, в щелевых каналах.

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

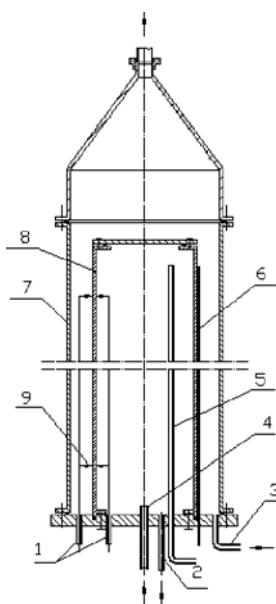
Несмотря на большое количество исследований, посвященных гидродинамике и теплообмену при кипении, общепринятых обобщенных зависимостей для теплоотдачи практически не существует, и при проектировании того или иного оборудования определение характеристик теплообмена весьма затруднительно. Так, как следует из анализа литературы, даже при кипении в большом объеме или в условиях естественной конвекции, которое является наиболее изученным, влияние режимных параметров, таких как давление, плотность теплового потока, теплофизические свойства жидкости, является противоречивым. Условия кипения в парогенерирующих установках отличается еще большей сложностью, а повышение интенсивности теплообмена при кипении является актуальным. В связи с этим возникает необходимость в проведении экспериментальных исследований теплообмена при кипении в парогенерирующих установках, и в исследованиях интенсификации теплообмена.

Цель исследований – экспериментальное определение коэффициентов теплоотдачи в условиях, близких к условиям в парогенераторе, определение влияния режимных факторов (давления, теплового потока, геометрических размеров) на теплоотдачу,

определение режимов кипения, при которых наблюдается повышенная теплоотдача.

Экспериментальная установка

Экспериментальные исследования проводились на установке [1, 2], состоящей из экспериментального узла, источника пара высокого давления (парогенератора), калориметра. Экспериментальный узел (рис. 1) является испарительной зоной замкнутого двухфазного термосифона и выполнен в виде двух коаксиально расположенных цилиндров, которые образуют щелевой зазор. Кипение происходило на внешней поверхности стальной трубы диаметром 140 мм и толщиной стенки 5 мм. Высота зоны кипения составляла 1000 мм. Наружная труба диаметром 180 мм, толщиной стенки 3 мм образовывала с внутренней трубой кольцевую полость. Во внутренней полости экспериментального узла была предусмотрена возможность установки цилиндрических дефлекторов, которые образовывали щелевой зазор с греющей стенкой.



- 1 – герморазъемы;
- 2 – патрубок слива конденсата;
- 3 – патрубок подвода жидкости в экспериментальный узел;
- 4 – патрубок подвода пара высокого давления;
- 5 – патрубок удаления газов;
- 6 – термопарный зонд;
- 7 – внешняя стенка;
- 8 – греющая стенка;
- 9 – термопары

Рис. 1. Схема экспериментального узла

На внешней и внутренней поверхностях экспериментального узла в шести сечениях с шагом 180 мм были приварено точечным свариванием 12 термопар ХК с диаметром электродов 0,2 мм (6 термопар на внутренней поверхности и 6 на внешней). Холодные концы термопар через герморазъем, установленный в днище, выводились наружу.

Обогрев стенки осуществлялся паром высокого давления, поступавшим из парогенератора. Плотность теплового потока варьировалась от 10 до 50 кВт/м², давление в экспериментальном узле изменялось от 0,1 до 0,7 МПа путем изменения расхода охлаждающей жидкости в калориметре.

Во внутренней полости экспериментального узла была предусмотрена возможность установки цилиндрических дефлекторов, которые образовывали щелевой зазор с греющей стенкой. Система измерений установки позволяла измерять температуру на наружной и внутренней поверхности теп-

лопередающей стенки экспериментального узла (12 термопар в шести сечениях), температуру парожидкостной смеси вдоль зоны кипения, подводимую электрическую и тепловую мощность, давление в экспериментальном узле.

Исследования проводились в щелевых каналах 3, 4 и 5 мм, образованных греющей стенкой и дефлектором, а также в кольцевом канале 20 мм без дефлектора. В результате экспериментов получены распределение температур греющей стенки, парожидкостной смеси в щелевом зазоре, рассчитаны тепловые потоки и средние по высоте коэффициенты теплоотдачи. На рис. 2 и 3 показаны коэффициенты теплоотдачи при кипении в различных щелевых каналах.

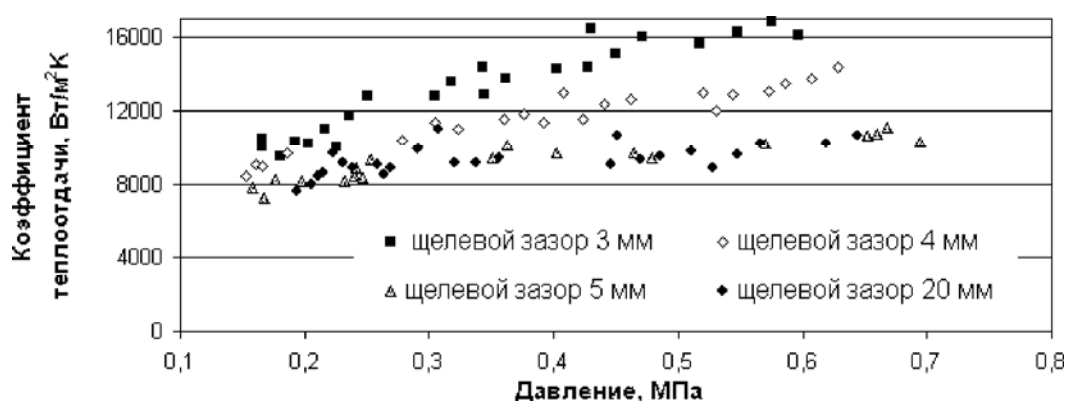


Рис. 2. Коэффициенты теплоотдачи при кипении в щелевых зазорах, плотность теплового потока 22 кВт/м²

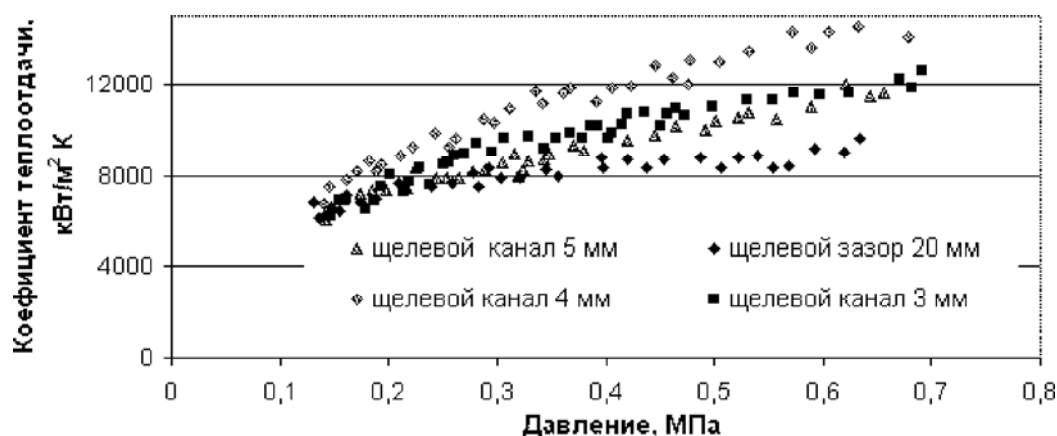


Рис. 3. Коэффициенты теплоотдачи при кипении в щелевых зазорах, плотность теплового потока 74 кВт/м²

Как следует из рисунков, минимальный коэффициент теплоотдачи наблюдается при кипении без дефлектора (зазор 20 мм) в условиях, близких к условиям свободной конвекции. Организация кипения в щелевом зазоре увеличивает теплоотдачу. Так, для плотности теплового потока 22 кВт/м^2 теплообмен при кипении в щели 5 мм не отличается от кипения в условиях свободной конвекции, интенсификация теплообмена начинается в щели 4 мм, максимальная теплоотдача наблюдается в зазоре 3 мм. Для плотности теплового потока 74 кВт/м^2 максимальная теплоотдача наблюдается в щели 4 мм, при уменьшении щелевого зазора до 3 мм коэффициент теплоотдачи уменьшается. Более высокие значения коэффициентов теплоотдачи при кипении в щелевых каналах, по сравнению с кипением в условиях свободной конвекции, можно объяснить повышенной турбулизацией потока в щели.

Из анализа экспериментальных данных следует, что для каждого режима кипения существует величина щелевого зазора, в котором начинается увеличение коэффициента теплоотдачи, и величина щелевого зазора, в котором достигается максимальная теплоотдача (рис. 4). При проектировании теплообменного оборудования актуальной является информация о щелевых каналах, в которых наблюдается повышенный коэффициент теплоотдачи.

На рис. 5. показана зависимость безразмерных щелевых каналов, в которых наблюдается повышение теплоотдачи и максимальные значения теплоотдачи от числа Рейнольдса $Re = \frac{ql_*}{r\rho''v}$. Заштрихованная область соответствует зоне повышенной теплоотдачи.

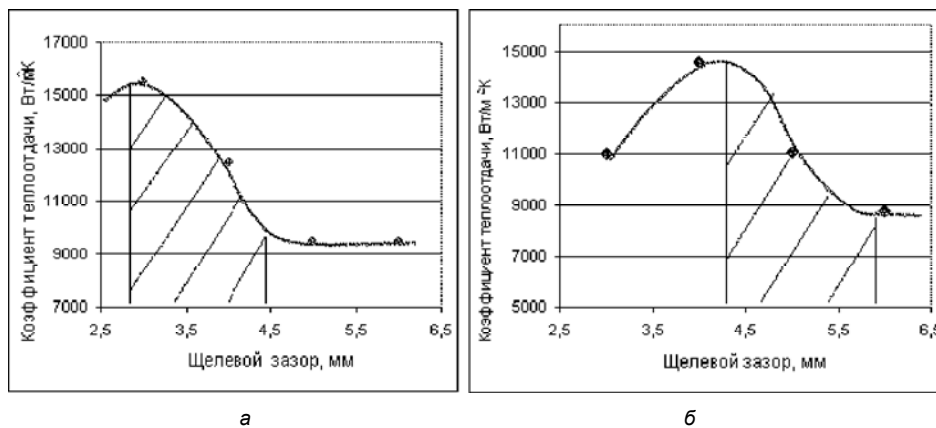


Рис. 4. Зависимость коэффициента теплоотдачи от величины щелевого зазора:

а – плотность теплового потока $22 \text{ кВт/м}^2\text{К}$; б – плотность теплового потока 74 кВт/м^2

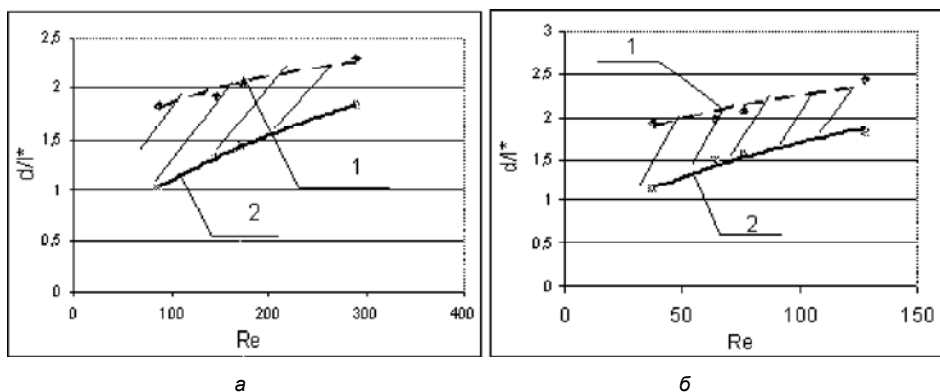


Рис. 5. Границы зоны повышенной теплоотдачи:

а – давление $0,2 \text{ МПа}$; б – давление $0,4 \text{ МПа}$; 1 – зазоры, в которых начинается увеличение теплоотдачи; 2 – зазоры, в которых наблюдается максимальная теплоотдача

Величины щелевых каналов, в которых начинается повышение коэффициентов теплоотдачи по сравнению с кипением в условиях свободной конвекции, обобщаются зависимостью:

$$\frac{\Delta}{l_*} = 0,185 \text{Re}^{0,183} K_p^{0,16},$$

где Δ – щелевой канал, $l_* = \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho' - \rho'')}}$,

$$\text{Re} = \frac{ql_*}{r\rho''v}, \quad K_p = \frac{p}{\sqrt{g(\rho' - \rho'')}}.$$

Величины щелевых каналов, в которых наблюдается максимальные коэффициенты теплоотдачи, обобщаются зависимостью:

$$\frac{\Delta}{l_*} = 0,003 \text{Re}^{0,38} K_p^{0,7}.$$

Выводы

В результате исследования теплообмена при кипении в щелевых каналах, образованных греющей стенкой и дефлектором, определено влияние величины щели на теплоотдачу, получены соотношения для щелевых каналов, в которых наблюдаются повышенные коэффициенты теплоотдачи. Полученные данные могут быть использованы при проектировании теплообменного оборудования, в частности, парогенерирующих установок.

Перечень ссылок

1. Гонтарев, Ю.К., Кабакова Л.Б. Экспериментальні дослідження теплообміну у зоні випару двофазного термосифону // Проблеми високо-температурної техніки: Сб. научн. тр. – Д.: Вид-во ДНУ, 2004. – С. 26-30.
2. Gontarev Y.K., Kabakova L.B. Thermosiphon with separated vaporizer and condenser research // Heat pipers, heat pumps, refrigerators. – VI Minsk International Seminar. – p. 280-285.

Поступила в редакцию 25.01.2007

Наведено результати експери-

ментальних досліджень теплообміну при кипінні у щілинних каналах. Визначено вплив щілинного зазору на коефіцієнт тепловіддачі для різних щільностей теплового потоку. Експериментально доведено можливість інтенсифікації теплообміну при кипінні шляхом організації кипіння у стиснених умовах, зокрема, у щілинних каналах.

The results of experimental investigation on heat exchange at boiling process in the narrow spaces are given. The influence of the annular gap size to the heat transfer coefficient is defined. Possibility increasing of heat-transfer coefficient by organization of the boiling in the narrow spaces is proved experimentally.

УДК 504:662.756:621.436

В. Г. Семенов

СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОИЗВОДСТВА И ПРИМЕНЕНИЯ В УКРАИНЕ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ЧИСТОГО БИОДИЗЕЛЬНОГО ТОПЛИВА

Как известно, приблизительно 80 % механической энергии, которую использует человечество в своей деятельности, вырабатывается с помощью двигателей внутреннего сгорания (ДВС). Они являются основными потребителями топлива нефтяного происхождения, геологические ресурсы которого очень ограничены. Очень остро вопросы обеспечения ДВС топливом становятся перед странами импортерами нефти, среди которых есть и Украина. Учитывая это, большую актуальность имеют научные исследования и практические действия, направленные на поиски эффективного альтернативного топлива из масла и растительных жиров.

Украина относится к энергодефицитным странам, так как покрывает свои потребности в топливно-энергетических ресурсах лишь на 53 % (импортирует 75 % необходимого объема природного газа и 85 % сырой нефти и нефтепродуктов) [1]. Зависимость от импорта нефти рассматривается большинством развитых стран как вопрос национальной и энергетической безопасности, а использование нефтепродуктов как источников энергии несет в себе значительную экологическую опасность [2]. Таким образом, зависимость от импорта нефтепродуктов, цены на которые неумолимо растут, а также значительное ухудшение экологической ситуации стимулирует интенсивный поиск альтернативных источников энергии. Ситуация, в которой находится Украина, может сравниться с той, в какой оказалось мировое сообщество в 1973-1974 гг. Сегодня для Украины наступило время развивать собственные мощности для производства биодизельного топлива из возобновляемых сырьевых ресурсов [3, 4, 5].

Биодизельное топливо (биодизель, МЭРМ, РМЭ, RME, FAME, EMAG, бионафта и др.) – это экологически чистый вид биотоплива, получаемый из жиров растительного и животного происхождения и используемый для замены нефтяного дизельного топлива (ДТ). С химической точки зрения биодизельное топливо представляет собой смесь метиловых (этиловых) эфиров насыщенных и ненасыщенных жирных кислот. В процессе реакции перэтерификации масла жиры вступают в реакцию с метиловым (этиловым) спиртом в присутствии катализатора (щелочи), в результате чего образуются сложные эфиры, а также глицероловая фаза: 56 % глицерина, 4 % метанола, 13 % жирных кислот, 8 % воды, 9 % неорганических солей, 10 % эфиров. Материальный баланс реакции получения биодизельного топлива [6]: для получения 1000

кг (1136 л) биодизельного топлива необходимо 50 кВт тепловой энергии и 25 кВт электроэнергии, 1040 кг (1143 л) рапсового масла, 144 кг (114 л) 99,8 % метанола, 19 кг гидроксида калия (88 % KOH), 6 кг вспомогательного фильтрующего материала, 105 кг воды. При этом, кроме биодизельного топлива, получается около 200 кг сырого глицерина и 117 кг воды после очистки биодизельного топлива. Биодизельное топливо может использоваться в любых дизельных двигателях (вихрекамерных и предкамерных, а также с непосредственным впрыском); как самостоятельно (в адаптированных двигателях), так и в смеси с дизельным топливом, без внесения изменения в конструкцию двигателя.

Рассмотрим составляющие сырьевой базы для производства биодизельного топлива в Украине, к которым можно отнести: масла, получаемые из семян маслосодержащих растений, "мультисырье" мясокомбинатов (жиры животных), фритюрный жир и др.

Принимая во внимание опыт европейских государств, производство биодизельного топлива в Украине можно организовать на следующих типах установок и заводов [7]: мелкотоннажные установки 300-3000 т/год (для фермеров), региональные (областные) заводы 10000-30000 т/год, промышленные заводы государственного значения 50000-100000 т/год.

В соответствии с "Программой развития производства биодизельного топлива на период до 2010 г." Украина должна производить и потреблять в 2010 г. более 520 тыс. т биодизельного топлива, что потребует обеспечить валовый сбор семян рапса около 1,7-1,8 млн. т. При урожайности рапса в среднем 20 ц/га необходимо засеять 0,85-0,9 млн. га пашни, что составляет около 3 % от общей площади (33,8 млн. га) пахотных земель Украины. Замена части дизельного топлива (1870 тыс. т/год), ко-

торое в настоящее время потребляет АПК Украины, на биодизельное, позволит обеспечить сельскохозяйственную технику бинарным биотопливом рационального состава: 30 % биодизельного + 70 % ДТ [8].

Рассмотрим требования, предъявляемые к исходным семенам рапса и рапсовому маслу [6], обеспечение которых позволит получить биодизельное топливо, соответствующее Европейскому стандарту EN 14214:2003. Очищенные семена рапса: масличность 40-44 %, влажность около 6-7 %; содержание свободных жирных кислот FFA (свободных жирных кислот) $< 3 \%$ (6 мг КОН/г); температура семян 20-30 °С; загрязнение около 0,5 %. Холоднопрессованное, фильтрованное рапсовое масло: йодное число 110-115; влажность максимум 0,05 %; содержание FFA максимум 0,65 % (1,3 мг КОН/г); пероксидное число 1-2 (max 3); загрязнения нет; число омыления 187-191; фосфатиды в качестве фосфора максимум 20 мг/кг; температура мин. 20 °С. Образец рапсового масла, поступающего в установку для получения биодизельного топлива (жирно-кислотный состав): C14:0 – 0,1 %; C16:0 – 5,0 %; C16:1 – 0,7 %; C17:0 – 0,1 %; C17:1 – 0,2 %; C18:0 – 1,8 %; C18:1 – 57,9 %; C18:2 – 21,0 %; C18:3 – 10,3 %; C20:0 – 0,6 %; C20:1 – 1,4 %; C22:0 – 0,3 %; C22:1 – 0,6 %.

Рассмотрим, в каких областях Украины лучшие условия выращивания рапса [1]: озимого – Львовская, Ивано-Франковская, Тернопольская, Хмельницкая, Винницкая, Киевская, Ровненская и Волынская области; ярового – Кировоградская, Киевская, Черкасская, Одесская, Херсонская, Полтавская, Черниговская, Сумская, Харьковская области и Крым.

О стоимости биодизельного топлива. В странах Евросоюза производство биодизельного топлива имеет существенную государственную поддержку. В Германии биотопливо не облагается минеральными и экологическими налогами, существует система дотирования выращивания рапса, во Франции налоговая скидка составляет 0,35 евро/литр биодизельного топлива, в Испании автомобилистам, использующим биотопливо, разрешена бесплатная внутригородская парковка. В целом по Европе 1 литр биодизельного топлива на 0,10-0,15 евро дешевле, чем дизельного. В Украине по различным данным себестоимость 1 литра биодизельного топлива составляет от 2,2 до 3,0 грн. Стоимость биодизельного топлива зависит от ряда факторов [1]: урожайность рапса, эффективность использования соломы и шрота, стоимость химических ингредиентов (метанола и щелочи), глубина переработки глицериновой воды, качество технологического процесса получения биодизеля.

Исходя из того, что в первой части статьи удалось доказать необходимость производства биодизельного топлива в Украине, перейдем к рассмотрению его физико-химических показателей и эко-

лого-эксплуатационных характеристик дизелей при их работе на биотопливе. В ряде зарубежных публикаций [9] содержится информация о том, что при проведении сравнительных испытаний дизелей на дизельном топливе и биодизельном не отмечено каких-либо существенных различий поведения двигателя при смене вида топлива, что можно объяснить хорошим качеством испытываемого биотоплива, которое обеспечивается жесткими требованиями к его химмотологическим показателям, заложенными в национальных стандартах на биодизельное топливо. Поэтому, как отмечалось выше, для успешного продвижения биодизеля в АПК Украины необходимо разработать и утвердить государственные стандарты на биодизель и его бинарные смеси с дизельным топливом. Первые шаги в этом направлении сделаны в НТУ "ХПИ" (г. Харьков) [10].

В таблице приведены Европейские стандарты 14214:2003 на биодизель и ДСТУ 3868-99 на дизельное топливо. Как видно, 12 показателей EN 14214:2003 можно (на первом этапе разработки государственной нормативной документации на биодизельное топливо) определять методами испытаний, приведенными в ДСТУ 3868-99. Для определения остальных показателей используются стандарты EN и ISO, аппаратное обеспечение и методологическое содержание которых необходимо адаптировать к приборам и методикам, используемым в научно-исследовательских учреждениях Украины.

Вкратце рассмотрим влияние некоторых физико-химических показателей биодизельного топлива, определяемых стандартом EN 14214:2003, на параметры дизеля и его эколого-эксплуатационные характеристики. Повышение, по сравнению с дизельным топливом, плотности на 10 % и кинематической вязкости в 1,5 раза способствуют некоторому увеличению (на 14 %) дальности топливного факела и диаметра капель распыленного топлива, что может привести к увеличенному попаданию биодизельного топлива на стенки камеры сгорания и гильзы цилиндра. Меньшие значения коэффициента сжимаемости биодизельного топлива приводят к увеличению действительного угла опережения впрыскивания топлива и максимального давления в форсунке. Высокое цетановое число биодизельного топлива (51 и более) способствует сокращению периода задержки воспламенения и менее "жесткой" работе дизеля. Повышенная почти в 3 раза, температура вспышки биодизельного топлива в закрытом тигле (120 °С и более), обеспечивает высокую пожаробезопасность. Кислород (~ 10 %) в молекуле метилового эфира действует по следующим направлениям. Наличие окислителя непосредственно в молекуле топлива позволяет интенсифицировать процесс сгорания и обеспечить более высокую температуру в цилиндре дизеля,

Таблица – Физико-химические показатели биодизельного и дизельного топлива

Показатели	Европейский стандарт на биодизель EN14214:2003			Стандарт Украины на топливо дизельное ДСТУ 3868-99		
	Размерность	пределы		Размерность	Значение для марок	
		min	max		Л	З
Содержание эфиров	% (м/м)	96,5			—	—
Плотность при температуре 15 °С	кг/м ³	860	900	при температуре 20 °С, кг/м ³	860	840
Кинематическая вязкость при температуре 40 °С	мм ² /с	3,50	5,0	при температуре 20 °С, мм ² /с	3,0-6,0	1,8-6,0
Температура вспышки	°С	120	—	°С	40-62	35-40
Содержание серы	мг/кг	—	10,0	%	0,05-0,20	0,05-0,20
Коксуемость 10% остатка	% (м/м)	—	0,30	%	0,30	0,30
Цетановое число		51,0			45	45
Зольность	% (м/м)	—	0,02	%	0,01	0,01
Содержание воды	мг/кг	—	500		отсутствует	отсутствует
Содержание механических примесей	мг/кг	—	24		—	—
Испытания на медной пластинке (3 часа при 50 °С)	оценка	класс 1			выдерживает	выдерживает
Окислительная стабильность, 110 °С	часов	6,0	—		—	—
Кислотное число	мг КОН/г		0,50	мг КОН на 100 см ³ топлива, не более	5	5
Йодное число	г J ₂ / 100 г		120	г йода на 100 г топлива, не более	6	6
Метиловые эфиры линоленовой кислоты	% (м/м)		12,0		—	—
Полиненасыщенные (>=4 двойных связи) метиловые эфиры	% (м/м)		1		—	—
Содержание метанола	% (м/м)		0,20	Показатели, размерность		
Содержание моноглицеридов	% (м/м)		0,80	Фракционный состав:		
Содержание диглицеридов	% (м/м)		0,20	50 % перегоняется при температуре, °С, не выше	280	280
Содержание триглицеридов	% (м/м)		0,20	96 % перегоняется при температуре, °С, не выше	370	370
Свободный глицерин	% (м/м)		0,02	Температура застывания, °С, не выше	-10	-25
Общий глицерин	% (м/м)		0,25			
1-а группа металлов (Na+K) 2-а группа металлов (Ca+Mg)	мг/кг		5,0	Массовая часть меркаптановой серы, %, не более	0,01	0,01
	мг/кг		5,0	Содержание сероводорода	отсут.	отсут.
Содержание фосфора	мг/кг		10,0	Концентрация фактических смол, мг на 100 см ³ топлива	40	30
				Коэффициент фильтруемости, не более	3	3
				Предельная температура фильтруемости, °С, не выше	-5	-15

что, с одной стороны, способствует повышению индикаторного и эффективного к.п.д. двигателя, а с другой – приводит к некоторому увеличению оксида азота NO_x в отработавших газах. Меньшая доля углерода (~ 77 %) в молекуле биодизельного топлива приводит к уменьшению его низшей теплоты

сгорания на 13-15 % и увеличению часового и удельного эффективного расходов топлива. Для сохранения номинальных параметров двигателя при переводе на биодизельное топливо требуется перерегулировка топливной аппаратуры (упор рейки топливного насоса высокого давления переус-

танавливают на увеличение цикловой подачи топлива). Применение биодизельного топлива позволяет обеспечить снижение выбросов вредных веществ с отработавшими газами. Для дизельных двигателей с вихревой камерой (предкамерой) и непосредственным впрыском снижение соответственно составляет: CO – 12 (10) %, C_nH_m – 35 (10) %, PM (твердые частицы) – 36 (24) %, сажа – 50 (52) % [11]. Некоторое увеличение выбросов NO_x можно компенсировать рядом мероприятий: уменьшением действительного угла опережения впрыскивания топлива, рециркуляция отработавших газов, подача воды на впуске.

При эксплуатации дизельных двигателей на биоизельном топливе необходимо обратить внимание на следующее. Перед началом эксплуатации двигателя на биодизельном топливе необходимо промыть фильтр грубой и тонкой очистки топлива. Из-за повышенной агрессивности такого топлива требуется смена топливных шлангов и прокладок на изготовленные из устойчивого к биотопливу материала, а также тщательное удаление биодизельного топлива, попавшего на лакокрасочные покрытия. В некоторых случаях требуется более частая смена моторного масла из-за возможного разжижения попадающим в него биодизельным топливом. Возможно некоторое увеличение уровня шума и дымности при холодном пуске, при пониженных температурах требуется применение депрессорных присадок. Необходимо осуществлять контроль содержания воды в биодизельном топливе (из-за его большой гигроскопичности), чтобы избежать опасности развития микроорганизмов, образования перекисей и коррозионного воздействия воды, в том числе и на элементы топливной аппаратуры.

Таким образом, производство и применение биодизельного топлива в Украине позволит радикальным образом разрешить эколого-энергетические проблемы экономики нашего государства.

Перечень ссылок

1. Кобец Н. Перспективы производства и переработки семян рапса в Украине. Сборник докладов IV Международной конференции "Масложировая промышленность – 2005", 15-16 ноября 2005 г., г. Киев. – С. 46-52.
2. Ковальський В., Голодніков О., Григорак М., Косарев О., Кузьменко В. – Про підвищення рівня еколого-енергетичної безпеки України. // Економіка України. – 2000. – № 10. – С. 34-41.
3. Винтоняк В. Українська рапсодія // Агроперспектива. – 2000. – № 1. – С. 10-14.
4. Семенов В.Г., Кухта В.Г. Дизельное топливо из рапса // Хранение и переработка зерна. – 2000. – № 12. – С. 59-61.

5. Фукс И.Г., Евдокимов А.Ю., Джамалов А.А., Лукса А. Экологические аспекты использования топлив и смазочных материалов растительного и животного происхождения // Химия и технология топлив и масел. – 1992. № 6. – С. 36-40.
6. Инструкция по получению биодизеля. – Фирма Симбрия СКЕТ, Германия / Масложировая промышленность. – Научно-технический производственный журнал. – М.: Пищевая промышленность, № 5, 2005. – С. 17-18.
7. Біопалива (технології, машини і обладнання) / В.О. Дубровін, М.О. Корчемний, І.П. Масло, О. Шептицький, А. Рожковський, З. Пасторек, А. Гжибек, П. Євич, Т. Амон, В.В. Криворучко – К.: ЦТІ "Енергетика і електрофікація", 2004. – 256 с.
8. Семенов В.Г., Марченко А.П., Семенова Д.У., Лінков О.Ю. Дослідження фізико-хімічних показників альтернативного біопалива на основі ріпакової олії. – Машинобудування: Вісник Харківського державного політехнічного університету. – Випуск 101. – Харків: ХДПУ, 2000. – С. 159-163.
9. Семенов В.Г. Анализ показателей работы дизелей на нефтяных и альтернативных топливах растительного происхождения. – Вісник національного технічного університету „ХПІ”: Харків: НТУ „ХПІ”. – 2002. – № 3. – С. 177 – 197.
10. Семенов В.Г. Гармонізація національного стандарту на біодизельне паливо до європейського та американського стандартів. – Матеріали I Міжнародної науково-технічної конференції „Проблеми хіммотології”. 15-19 травня 2006 р. – К.: Книжкове вид-во НАУ, 2006. – С. 119-121.
11. Альтернативні палива та інші нетрадиційні джерела енергії: Монографія / О. Адаменко, В. Височанський, В. Лютко, М. Михайлів – Івано-Франківськ: ІМЕ. – 2001. – 432 с.

Поступила в редакцию 27.11.2006

Як відомо, приблизно 80 % механічної енергії, що використовує людство у своїй діяльності, виробляється за допомогою двигунів внутрішнього згорання (ДВЗ). Вони є основними споживачами палив нафтового походження, геологічні ресурси яких надто обмежені. Дуже гостро питання забезпечення ДВЗ паливом постають перед країнами імпортерами нафти, серед яких є і Україна. Зважаючи на це, велику актуальність мають наукові дослідження та практичні дії, спрямовані на пошуки ефективних альтернативних палив з олії та рослинних жирів.

As it is known approximately 80 % of mechanical energy that mankind uses in its activity is generated by internal combustion engine (ICE). These engines are principle fuel consumers and fuel resources are very limited. Problems in provision of such a fuel are very acute for countries importing the oil and for Ukraine in particular. Considering this fact researches and practical activity aimed at search of effective alternative fuel made from oils and vegetative fat are of great urgency.

621.791.75

В. В. Чигарев, Е. В. Кассова

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ СЕРДЕЧНИКА В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПОРОШКОВОГО ЭЛЕКТРОДА ПРИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКЕ

В статье выполнено моделирование поведения частиц при электроконтактной наплавке порошковым электродом, которая позволяет прогнозировать глубину внедрения частицы в материал изделия.

Одним из основных путей повышения надежности и долговечности изделий является применение износостойких покрытий. Упрочнение деталей путем нанесения покрытий позволяет повысить ресурс работы агрегата при одновременном снижении расхода дорогостоящих легированных сталей [1]. Одним из эффективных способов нанесения износостойких покрытий является электроконтактная наплавка, которую целесообразно применять при незначительных потерях рабочей поверхности, путем их наращивания до номинальных размеров при минимальном уровне термодинамических возмущений, вносимых в состояние основного металла. Ранее [2] было проведено математическое моделирование процесса электроконтактной наплавки, однако не решенным остался вопрос поведения тугоплавких частиц сердечника порошкового электрода при оптимизации энергосиловых параметров процесса и влияние формы частиц шихтовой композиции на прочность сцепления наращиваемого слоя с основой. Поэтому рассматриваемая задача является актуальной.

Сущность электроконтактной наплавки порошковым электродом заключается в следующем: на поверхность восстанавливаемой детали 1 (рис. 1, а) помещают порошковый материал 2, заключенный в металлическую оболочку, через него пропускают импульсы электрического тока от источника 3, доводят присадку до пластического состояния и деформируют с помощью роликов-электродов 4, 5 наплавочной электроконтактной машины. Вследствие совместной пластической деформации приконтактного объема восстанавливаемой детали и присадочного материала образуется твердофазное соединение покрытия с основным металлом. Для повышения износостойкости слоя используют карбиды тугоплавких металлов, которые под действием прилагаемой нагрузки внедряются в металл изделия. В качестве энергосиловых параметров использовали силу внедрения частицы шихты в изделие в нейтральном сечении или в области чистого уплотнения сердечника, при этом максимальное значение силы внедрения частицы возможно при действии максимальных нормальных контактных напряжений в очаге деформации. Построение поля

характеристик может быть осуществлено путем численного определения геометрических координат всей совокупности особых точек по отношению к осям Z и Y , имеющим свое начало на острие частицы сердечника, представленной в виде равнобедренного треугольника с углом при вершине $2\alpha_1$ (рис. 1, б).

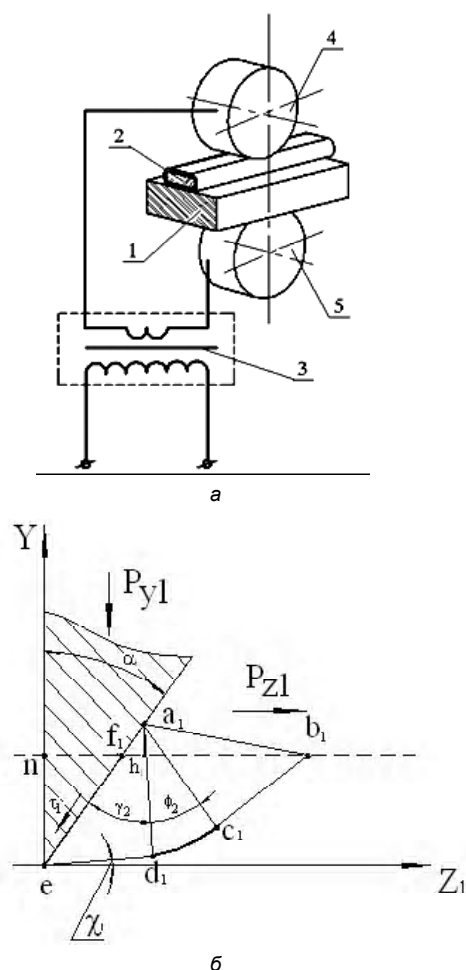


Рис. 1. Схема процесса наплавки (а) и расчета внедрения частицы сердечника в изделие (б)

Рассматривая только правую половину этого идеализированного треугольника, запишем геометрическое соотношение:

$$Z_{f_1} = \frac{L_{t_1 n}}{\operatorname{tg} \beta} = (h - L_{t_1 n}) \cdot \operatorname{tg} \alpha_1, \quad (1)$$

откуда

$$L_{t_1 n} = \frac{h \cdot \operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \frac{1}{\operatorname{tg} \beta}}. \quad (2)$$

Тогда геометрические координаты точки f_1 :

$$\begin{aligned} Z_{f_1} &= \frac{h \cdot \operatorname{tg} \alpha_1}{1 + \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \beta}, \\ Y_{f_1} &= h - L_{t_1 n} = h \cdot \left[1 - \frac{\operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 + \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \beta} \right], \\ F_{\Delta \text{enf}_1} &= h \cdot \frac{Z_{f_1}}{2}, \end{aligned} \quad (3)$$

где α_1 – угол наклона боковой поверхности частицы.

Поскольку протяженность отрезка $L_{f_1 a_1}$ мала, то геометрические координаты точки a_1 :

$$Z_{a_1} = Z_{f_1} + L_{f_1 a_1} \cdot \sin \alpha_1; \quad Y_{a_1} = Y_{f_1} + L_{f_1 a_1} \cdot \cos \alpha_1.$$

Тогда высота треугольника $\Delta b_1 f_1 a_1$:

$$L_{h a_1} = L_{f_1 a_1} \cdot \sin \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1 + \beta \right), \quad (5)$$

откуда из условия равенства площадей треугольников $\Delta b_1 f_1 a_1$ и Δenf_1 протяженность отрезка $b_1 f_1$, а вместе с ней и геометрические координаты точки b_1 могут быть определены:

$$\begin{aligned} L_{f_1 b_1} &= \frac{2 \cdot F_{\Delta \text{enf}_1}}{L_{h a_1}}; \quad Z_{b_1} = Z_{f_1} + L_{f_1 b_1} \cdot \cos \beta; \\ Y_{b_1} &= Y_{f_1} - L_{f_1 b_1} \cdot \sin \beta. \end{aligned} \quad (6)$$

Учитывая свойства линий скольжения [3], угловые характеристики $\Delta b_1 c_1 a_1$ равны $\angle b_1 c_1 a_1 = \pi/2$; $\angle c_1 a_1 b_1 = \angle a_1 b_1 c_1 = \pi/4$, а протяженность гипотенузы $a_1 b_1$ равна:

$$L_{a_1 b_1} = \sqrt{(Z_{b_1} - Z_{a_1})^2 + (Y_{a_1} - Y_{b_1})^2}. \quad (7)$$

Количественные оценки катетов $c_1 a_1$ и $c_1 b_1$:

$$L_{c_1 a_1} = L_{c_1 b_1} = L_{b_1 a_1} / \sqrt{2}. \quad (8)$$

Поскольку угол подхода гипотенузы $a_1 b_1$ к горизонтали равен $\arctg \left[(Y_{a_1} - Y_{b_1}) / (Z_{b_1} - Z_{a_1}) \right]$, геометрические координаты точки c_1 составят:

$$\begin{aligned} Z_{c_1} &= Z_{b_1} - L_{c_1 b_1} \cdot \cos \left\{ \frac{\pi}{4} - \arctg \left[(Y_{a_1} - Y_{b_1}) / (Z_{b_1} - Z_{a_1}) \right] \right\}, \\ Y_{c_1} &= Y_{b_1} - L_{c_1 b_1} \cdot \sin \left\{ \frac{\pi}{4} - \arctg \left[(Y_{a_1} - Y_{b_1}) / (Z_{b_1} - Z_{a_1}) \right] \right\}. \end{aligned} \quad (9)$$

В точке a_1 линии характеристик $c_1 a_1$ и $d_1 a_1$ образуют центрированный веер с углом φ_1 . Учитывая, что $L_{d_1 a_1} = L_{c_1 a_1}$, геометрические координаты точки d_1 :

$$\begin{aligned} Z_{d_1} &= Z_{a_1} + L_{d_1 a_1} \sin(\gamma_1 - \alpha_1); \\ Y_{d_1} &= Y_{a_1} - L_{d_1 a_1} \cos(\gamma_1 - \alpha_1). \end{aligned} \quad (10)$$

Поскольку $L_{ed_1} = L_{d_1 a_1} \cdot \operatorname{tg} \gamma_1$, угол подхода отрезка к горизонтали $\chi_1 = \gamma_1 - \alpha_1$, расчетные значения геометрических координат точки e :

$$\begin{aligned} Z_{e \cdot \text{расч}} &= Z_{d_1} - L_{ed_1} \cdot \cos(\gamma_1 - \alpha_1); \\ Y_{e \cdot \text{расч}} &= Y_{d_1} - L_{ed_1} \cdot \sin(\gamma_1 - \alpha_1), \end{aligned} \quad (11)$$

где расчетные значения $Z_{e \cdot \text{расч}}$ и $Y_{e \cdot \text{расч}}$, согласно принятой расчетной схеме (см. рис. 1, б), должны соответствовать началу координат, т.е. должны быть равны нулю. Выполнение данного условия может быть обеспечено на основе организации дополнительной итерационной процедуры определения требуемой протяженности отрезка $f_1 a_1$ с использованием, например, метода целенаправленного перебора вариантов:

$$L_{f_1 a_1(k+1)} = L_{f_1 a_1(k)} - A_L \cdot \operatorname{sign} Y_{e \cdot \text{расч}(k)}, \quad (12)$$

где k – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения;

A_L – шаг изменения протяженности отрезка $f_1 a_1$; $\operatorname{sign} Y_e$ – функция знака, соответствующая знаку расчетной координаты точки e .

При выполнении условия $Y_{e \cdot \text{расч}} \approx 0$ искомая угловая характеристика φ_1 :

$$\varphi_1 = \arctg \frac{Z_{c_1} - Z_{a_1}}{Y_{a_1} - Y_{c_1}} - \arctg \frac{Z_{d_1} - Z_{a_1}}{Y_{a_1} - Y_{d_1}}. \quad (13)$$

С учетом этого гидростатическое напряжение σ_e в точке e , а вместе с этим и нормальное напряжение $\sigma_{\gamma e_1}$, и приведенная к единице ширины значение силы P_{γ_1} , составят:

$$\sigma_{ze1} = K_c + 2K_c \cdot \varphi_1 = K_c (1 + 2\varphi_1); \quad (14)$$

$$\sigma_{ye1} = \sigma_{ze1} + K_c \cdot \sin 2\varphi_1; \quad (15)$$

$$P_{y1} = \sigma_{ye1} \cdot Z_{a1} + \tau_1 \cdot Y_{a1}, \quad (16)$$

Поскольку величина P известна, то для нахождения величины h была введена дополнительная итерационная процедура, которую можно описать следующим выражением:

$$h_{(m+1)} = h_m + A_H \text{sign}\{P_m - [P_y]\}, \quad (17)$$

где m – номер итерационной процедуры;

$[P]$ – заданное значение ударного давления.

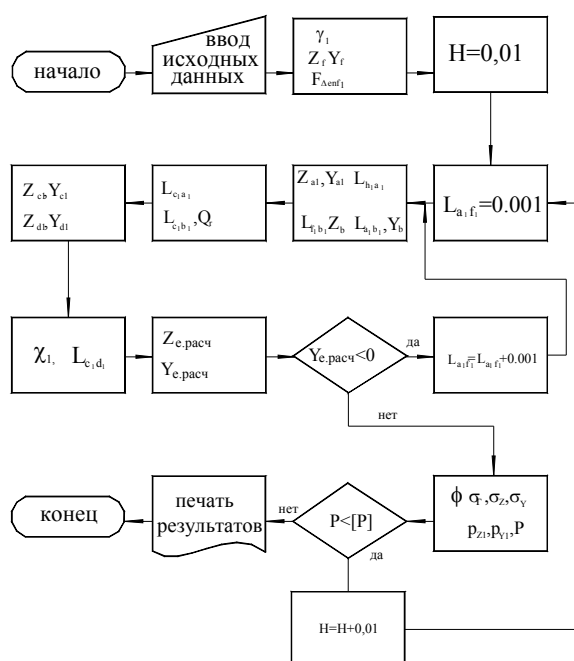


Рис. 2. Блок-схема алгоритма определения силы внедрения частицы в изделие

Блок-схема алгоритма нахождения силы внедрения твердой частицы сердечника в горизонтальную плоскость изделия, нагретого до пластического состояния, дана на рис. 2.

Результаты численной реализации математической модели внедрения частицы сердечника в поверхность изделия, нагретую до пластического состояния, показали, что наибольшая глубина внедрения наблюдается при использовании частиц шихты сердечника в виде конуса, а наименьшая – при использовании шарообразных частиц сердечника; при уменьшении предела текучести материала изделия глубина внедрения частицы увеличивается. Полученные результаты легли в основу практических рекомендаций по подготовке шихты (по гранулометрическому составу) к производству, используя тем самым возможность повышения прочности соединения между компонентами шихты и основным металлом.

Направление дальнейших исследований – разработка условий выбора материала оболочки порошкового электрода и ее толщины.

Перечень ссылок

1. Клименко Ю.В. Электроконтактная наплавка. – М.: Металлургия, 1988. – 128 с.
2. Дворжак А.И., Грибкова С.Н., Кассова Е.В. Численное математическое моделирование энергосиловых параметров процесса наплавки // Матер. наук.-практ. конф. "Розвиток методів розрахунку, удосконалення технологій та обладнання процесів обробки металів тиском". – Краматорськ: ДДМА, 2007. – С. 42.
3. Соколовский В.В. Теория пластичности. – М.: Высшая школа, 1968. – 608 с.

Поступила в редакцию 08.02.2007

В статті виконано моделювання поведінки часток при електроконтактному наплавленні порошковим електродом, що дозволяє прогнозувати глибину занурення часток в матеріал виробу.

This article presents simulation of particles behaviour at electrocontact building-up with powder electrode that enables to predict the depth of particles penetration into material of an article.

УДК 621.438: 621.7.014

А. Ф. Коляда

КОЛЕБАНИЯ КЛИНА В ОДНОРОДНОМ НАБЕГАЮЩЕМ ПОТОКЕ

Рассматривается движение клина в однородном набегающем потоке. Показана возможность формирования асимптотически устойчивого, неустойчивого и периодического движения системы.

Явления, описывающие поведение клина в однородном набегающем потоке, наблюдаются при обтекании профилей потоком воздуха [3], резании металлов [4], почвы рабочими органами [5] и др. При этом, для снижения сил сопротивления, решаются задачи обеспечения малых колебаний в первом случае и формирования колебательного движения во втором. Как показывают эксперименты, хаотические колебания клина приводят к дополнительному существенному снижению сил. Поэтому возникает необходимость в определении условий появления и области существования устойчивого движения, стационарного состояния, периодического и хаотического движений. В данной статье рассматривается возможность движений в объеме линейной постановки задачи.

Клин, связанный с корпусом упругими элементами (рис. 1), находится в однородном набегающем потоке. Он испытывает действие горизонтальной (F_y) и вертикальной (F_x) сил от потока, приложенных в центре давления (a), упругих и демпфирующих сил вертикального (y) и углового (φ) перемещений приложенных в центре жесткости (d), силы инерции, приложенной в центре тяжести (s) и момента от сил инерции. Вертикальная сила, действующая на клин, имеет постоянную (F_0) и переменную составляющие, последняя из которых пропорциональна с коэффициентом κ углу атаки $\alpha = \varphi - \dot{y}/v$, где v – скорость движения корпуса. Рассматривается диапазон колебаний, не изменяющий характер взаимодействия потока и клина.

Для выбранной схемы, уравнения колебаний клина в потоке имеют вид

$$m\ddot{y} + b_y\dot{y} + C_y(y - e\varphi) = F_0 + \kappa\left(\varphi - \frac{\dot{y}}{v}\right);$$

$$J\ddot{\varphi} + b_\varphi\dot{\varphi} - eC_y y + (C_\varphi + e^2 C_y)\varphi = \left(F_0 + \kappa\left(\varphi - \frac{\dot{y}}{v}\right)\right)x, \quad (1)$$

где m – колеблющаяся масса клина и присоединенной массы потока; J – момент инерции колеблющейся массы относительно центра масс; C_y, b_y – коэффициенты жесткости и демпфирования при

вертикальном перемещении клина; C_φ, b_φ – коэффициенты жесткости и демпфирования при повороте клина.

Положение статического равновесия клина определяется уравнениями (1) при условии $\ddot{y} = \dot{y} = \ddot{\varphi} = \dot{\varphi} = 0$. Тогда положение статического равновесия клина будет определяться координатами

$$\varphi_{st} = F_0 \frac{x + e}{C_\varphi - \kappa(e + x)}; \quad y_{st} = F_0 \frac{C_\varphi + C_y e(x + e)}{C_y(C_\varphi - \kappa(e + x))}. \quad (2)$$

Клин теряет статическую устойчивость при обращении в нуль знаменателя в выражении (2). Откуда условием неустойчивости клина будет

$$\kappa = \frac{C_\varphi}{(x + e)}. \quad (3)$$

Конструкция клина и его крепление должны обеспечить статическую устойчивость. Вертикальные и угловые колебания клина в этой схеме имеют двойную связь. Вследствие несовпадения центра тяжести и центра жесткости они имеют упругую связь, а вследствие несовпадения центра дав-

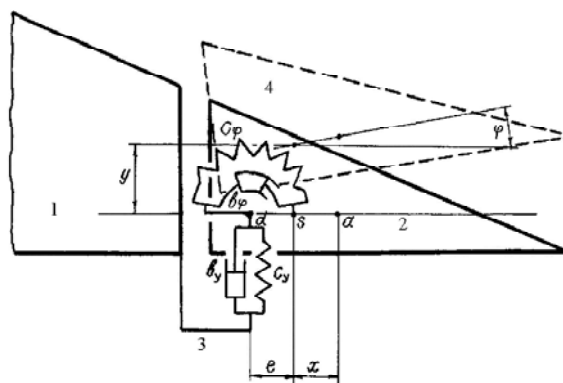


Рис. 1. Схема колебаний клина в набегающем потоке:

1 – корпус 2 – колеблющийся клин; 3 – подвеска клина, допускающая вертикальные колебания; 4 – подвеска клина, допускающая угловые колебания; s – центр масс клина; d – центр жесткости клина; a – центр давления клина

ления и центра тяжести они имеют связь еще и по углу атаки α . Последнее обстоятельство учитывается в правых частях уравнений (4) и является основным условием возникновения автоколебаний типа флаттер.

Уравнения (1) колебаний клина относительно положения статического равновесия представлены в обобщенном виде канонической системой

$$\begin{aligned}\dot{y}_0 &= y_1; \\ \dot{y}_1 &= -a_1 y_1 - a_2 y_0 + a_4 y_2; \\ \dot{y}_2 &= y_3; \\ \dot{y}_3 &= -a_5 y_3 - a_7 y_2 + a_6 y_0 - a_9 y_1,\end{aligned}\quad (4)$$

где $y_0 = y$; $y_1 = \dot{y}$; $y_2 = \varphi$; $y_3 = \dot{\varphi}$;

$$\begin{aligned}a_1 &= \frac{b_y}{m} + \frac{k}{mv}; \quad a_2 = \frac{C_y}{m}; \quad a_4 = \frac{C_y}{m}e + \frac{k}{m}; \\ a_5 &= \frac{b_\varphi}{J}; \quad a_6 = \frac{C_y}{J}e; \quad a_7 = \frac{C_\varphi}{J} + e^2 \frac{C_y}{J} - x \frac{k}{J}; \\ a_9 &= \frac{k}{J_v}x.\end{aligned}$$

Наличие и устойчивость стационарных точек. Стационарные точки системы (4) получены при нулевых скоростях $\dot{y}_0 = 0$; $\dot{y}_1 = 0$; $\dot{y}_2 = 0$; $\dot{y}_3 = 0$.

В этом случае имеем две стационарные точки из равенства (4)

$$\begin{aligned}y_0 &= \frac{a_7}{a_6} \cdot y_2; \\ y_2 \cdot (a_4 \cdot a_6 - a_2 \cdot a_7) &= 0; \\ y_0 = 0, y_2 = 0 \text{ и } y_0 \neq 0, y_2 \neq 0 \\ \text{при } a_4 \cdot a_6 &= a_2 \cdot a_7.\end{aligned}\quad (5)$$

Последнее условие (5) в первоначальных параметрах системы (1) соответствует условию (3) потери статической устойчивости системы

$$\begin{aligned}C_y(C_\varphi - k(x+e)) &= 0 \rightarrow k = C_\varphi/(x+e) \rightarrow \\ \rightarrow a_4 \cdot a_6 &= a_2 \cdot a_7.\end{aligned}$$

Поиск устойчивых стационарных точек в области параметров a_i системы (4) выполнен с использованием критерия Рауса-Гурвица. Характеристические матрица и полином имеют вид

$$\begin{vmatrix} -\lambda & 1 & 0 & 0 \\ -a_2 & -a_1 - \lambda & a_4 & 0 \\ 0 & 0 & -\lambda & 1 \\ a_6 & -a_9 & -a_7 & -a_5 - \lambda \end{vmatrix} = \lambda^4 + b_3 \cdot \lambda^3 + b_2 \cdot \lambda^2 + b_1 \cdot \lambda + b_0, \quad (6)$$

где λ – характеристические числа;

$$b_3 = a_1 + a_5, \quad b_2 = a_1 \cdot a_5 + a_7 + a_2,$$

$$b_1 = a_1 \cdot a_7 + a_9 \cdot a_4 + a_5 \cdot a_2,$$

$$b_0 = a_2 \cdot a_7 - a_6 \cdot a_4 - \text{коэффициенты характеристического полинома и}$$

$$R = b_3 \cdot b_2 \cdot b_1 / (b_1^2 + b_3^2 \cdot b_0).$$

Система по критерию Рауса-Гурвица

асимптотически устойчива, если $b_3 > 0$;

$b_2 > 0$; $b_1 > 0$; $b_0 > 0$; и $R > 1$,

неустойчива, если не выполняется предыдущее условие и $R < 1$,

консервативна, если $b_3 > 0$; $b_2 > 0$; $b_1 > 0$;

$b_0 > 0$; и $R = 1$.

Последнее условие в (7) соответствует не изменению энергии системы (поступающая энергия от набегающего потока равна рассеиваемой системой энергией), а область такого движения – граничный слой между устойчивым и неустойчивым движением.

Области параметров системы, обеспечивающие устойчивое и неустойчивое движение показаны на рис. 2. Границей раздела устойчивого и неустойчивого движения (при выполнении условия $b_3 > 0$,

$b_2 > 0$, $b_1 > 0$, $b_0 > 0$) является сфера $R = 1$, на поверхности которой расположена область параметров консервативной системы.



Рис. 2. Области параметров системы, обеспечивающие устойчивое, неустойчивое и консервативное поведение системы

Для оценки характера движения в окрестности стационарных точек использованы собственные числа матрицы и характеристического полинома (6) в области положительных чисел a_i – четыре комплексных, два комплексных и два действительных и четыре действительных с положительными, нулевыми и отрицательными действительными частями (два фокуса, фокус и узел, цикл).

Переход между состояниями мягкий. Консервативность системы характеризуется четырьмя комплексно-сопряженными с нулевой действительной частью или двумя комплексно-сопряженными с нулевой действительной частью и двумя отрицательными или нулевыми действительными собственными числами характеристической матрицы.

Таким образом, для линейной статически устойчивой системы (1) существует единственная стационарная точка с координатами $y = 0$, $\varphi = 0$ относительно положения статического равновесия, которая может быть асимптотически устойчивой, неустойчивой и эллиптической.

Наличие и устойчивость периодического движения. Рассматривается линейная система вида (1). Предполагая решение установившегося движения в виде $\varphi(t) = A_0 + \sum_{i=1}^{i=n} A_i \cdot \sin(p_i \cdot t + \alpha_i)$, полу-

чаем решение $y(t) = B_0 + \sum_{i=1}^{i=n} B_i \cdot \sin(p_i \cdot t + \alpha_i - \varepsilon_i)$, где

$$\operatorname{tg} \varepsilon_i = a_1 \cdot p_i / (a_2 - p_i^2), \quad \text{и выражения}$$

$$A_i / B_i = \sqrt{(a_2 - p_i^2)^2 + a_1 \cdot p_i^2} / a_4$$

для частот

$$p_{li} = 0$$

$$p_{2i} = \sqrt{(a_1 \cdot a_7 + a_9 \cdot a_4 + a_5 \cdot a_2) / (a_1 + a_5)}. \quad (8)$$

При $p_{2i} > 0$ обеспечивается периодическое движение. Система находится в состоянии покоя, если $p_{li} = 0$ или колеблется с одной частотой $p_{2i} = f(a_i)$.

Устойчивость периодических колебаний оценена с использованием критерия (7) и характеристических чисел матрицы (6). Причем, периодическое движение неустойчиво, если $R < 1$, асимптотически устойчиво, если $R > 1$ и устойчиво, если $R = 1$, (консервативная система с эллиптической стационарной точкой).

Следует отметить, что область действительных чисел частот $p_i > 0$ (8) находится внутри оценки

области устойчивости (7, $p_{2i} = \sqrt{b_1/b_3}$) и консервативности ($b_3 \cdot b_2 \cdot b_1 = b_1^2 + b_3^2 \cdot b_0$) системы.

Ниже, в таблице 1 показаны асимптотически устойчивое движение, периодический цикл и неустойчивое движение, полученные численным решением полных уравнений (4) в областях, определяемых соотношениями (6, 7).

Анализ изложенных результатов показывает, что для оценки и формирования движения системы (наличия и устойчивости стационарных точек, периодического движения) необходимы как критерий Рауса-Гурвица, так и собственные числа характеристической матрицы.

Выбором параметров системы ($a_1, a_2, a_4, a_5, a_6, a_7, a_9$) может быть обеспечено:

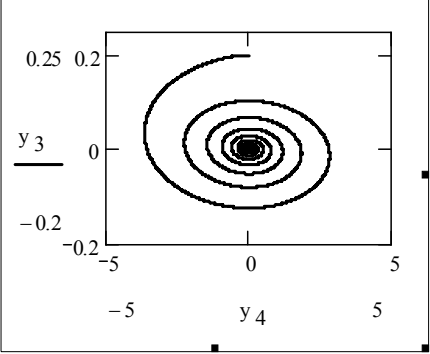
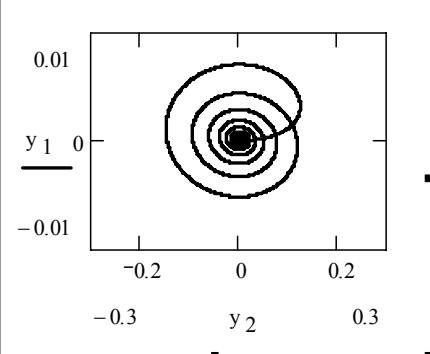
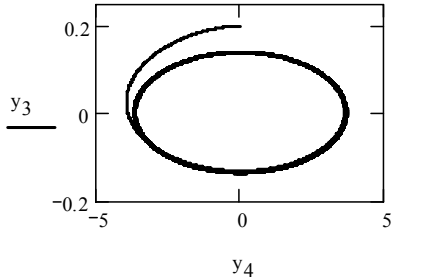
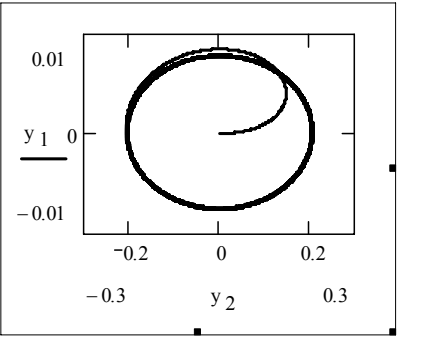
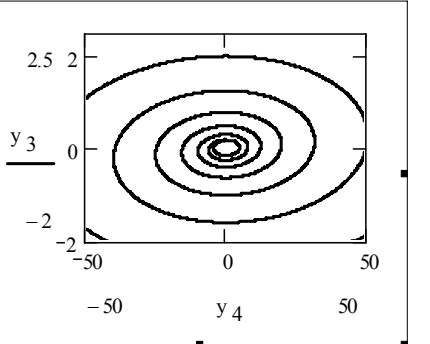
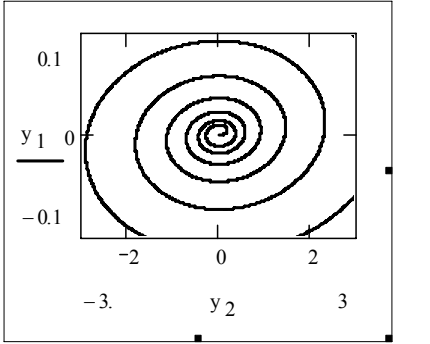
- наличие асимптотически устойчивых и неустойчивых стационарных точек с координатами $y_1 = 0, y_3 = 0$;
- критерием устойчивости может быть критерий Рауса-Гурвица, а характер движения оценивается собственными числами характеристической матрицы;
- асимптотическая устойчивость, неустойчивость может быть спиральной;
- эллиптическая устойчивая стационарная точка определяется $\operatorname{Re}(\lambda) = 0$ собственными числами характеристической матрицы и критерием Рауса-Гурвица вида $b_i > 0, i = 0, 1, 2, 3$ и $R = 1$.

Таким образом, наличие представленных соотношений позволяет целенаправленным выбором параметров формировать заданное состояние системы. Однако, нулевая толщина сферы параметров системы, обеспечивающих устойчивое периодическое движение, и возможные флуктуации набегающего потока могут создавать сложности при формировании такого движения.

Перечень ссылок

1. Четаев Н. Г. Устойчивость движения. – М.: Наука, 1990. – С. 41–44.
2. Теория автоматического регулирования. Книга 1/ Под ред. В.В.Солодовникова. М.: Машиностроение, 1967. – С. 14–19.
3. Хронин А.В. Теория и расчет колебаний в двигателях летательных аппаратов. М.: Машиностроение, 1975. – С. 28–31.
4. Кумабэ Д. Вибрационное резание. М.: Машиностроение, 1985. – С. 96–98.
5. Базаров В.П. Обоснование параметров нелинейных упругих подвесок рабочих органов культиваторов. Дис...канд. техн. наук, 1983.

Таблица 1 – Стационарные точки системы

Устойчивая стационарная точка	$a_1 = 33.4, a_2 = 509.83, a_4 = 35.98, a_5 = 0.289,$ $a_6 = 2.833 \cdot 10^3, a_7 = 200, a_9 = 328.5,$ $b_0 = 0, b_1 = 18650, b_2 = 719.483,$ $b_3 = 33.689, R = 1.3$ $\lambda = -30.872, \lambda = -1.708 + 24.762i,$ $\lambda = -1.7 - 24.76i, \lambda = 5.538 \cdot 10^{-15}$	Угловые колебания 	Вертикальные колебания 
Периодические колебания	$a_1 = 22.77, a_2 = 509.83, a_4 = 35.988, a_5 = 0.289,$ $a_6 = 2.833 \cdot 10^3, a_7 = 200, a_9 = 328.5,$ $b_0 = 0, b_1 = 1.652 \cdot 10^4, b_2 = 716.411,$ $b_3 = 23.059, R = 1$ $\lambda = 1.533 \cdot 10^{-3} + 26.767i, \lambda = 0$ $\lambda = 1.533 \cdot 10^{-3} - 26.767i, \lambda = -23.062$	Угловые колебания 	Вертикальные колебания 
Неустойчивая стационарная точка	$a_1 = 14.25, a_2 = 509.83, a_4 = 35.988,$ $a_5 = 0.289, a_6 = 2.833 \cdot 10^3, a_7 = 200, a_9 = 328.5,$ $b_0 = 0, b_1 = 1.482 \cdot 10^4, b_2 = 713.948,$ $b_3 = 14.539, R = 0.7$ $\lambda = 2.086 + 28.061i, \lambda = -18.711,$ $\lambda = 2.585 \cdot 10^{-15}, \lambda = 2.086 - 28.061i$	Угловые колебания 	Вертикальные колебания 

Поступила в редакцию 26.02.2007

Розглядається рух клину в однорідному набігаючому потоці. Показана можливість формування асимптотично стійкого, нестійкого і періодичного рухів системи.

Motion of wedge is examined in a homogeneous creeping stream. Possibility of forming asymptotically stable, instable and periodical motion of the system is shown.

УДК 658.512.011.56:621.713.1

В. И. Цыпак, Г. В. Русецкая, О. Ю. Яценко

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОСТАНОВКИ ЛИНЕЙНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ

Рассмотрено влияние метода простановки линейных технологических размеров на качество размерных связей технологического процесса изготовления детали. Выбор рациональной простановки линейных технологических размеров предлагается осуществлять путем оптимизации на основе размерных коэффициентов.

Введение

В машиностроении известны три метода простановки линейных размеров (МПЛР) на рабочих чертежах: цепной, координатный и комбинированный, преимущества и недостатки которых показаны в [1]. Конструктор, выбирая МПЛР детали, руководствуется, прежде всего, соображениями служебного назначения определенных поверхностей, исходя из требований конструкции механизма, составной частью которого является деталь. МПЛР обусловлен схемами сборочных размерных цепей, в которых участвуют размеры конкретной детали.

Во многих случаях МПЛР на чертеже детали технологи переносят на чертеж заготовки, операционные эскизы и схемы настроек, обуславливая этим необходимость использования конструкторских баз в качестве технологических.

Размерный анализ технологических процессов (ТП) показал, что на качество размерных связей ТП [2, 3] по-разному влияют МПЛР: цепной метод обуславливает низкие показатели качества размерных связей, а координатный – высокие. Однако при проектировании ТП не следует отрицать цепной МПЛР и при этом использовать только координатный. На этапе проектирования ТП важно найти наиболее рациональную схему простановки линейных размеров. Решение этой задачи связано с учетом требований надежности базирования и крепления заготовки, удобства настройки инструментов и измерений (контроля) настроечных и технологических размеров, а также обеспечения качества размерных связей ТП. Для реализации этой задачи находят компромиссное решение путем оптимизации – выбора лучшего варианта комбинированной простановки размеров.

Цель работы – показать возможные пути оптимизации простановки линейных технологических размеров, обеспечивающих высокое качество ТП.

2 Критерии оптимизации

Критерием оптимизации простановки технологических размеров приняли качество размерных связей ТП, которое отражается в размерных коэффици-

циентах [2, 4]. Анализ значений этих коэффициентов показал, что они адекватно реагируют на изменения, как в схеме базирования, так и на метод (вариант) простановки технологических размеров.

Размерные коэффициенты, принятые критериями выбора рационального варианта, следующие:

Коэффициент K_M , который показывает часть малозвенных размерных цепей в суммарном количестве размерных цепей ТП. Коэффициент K_M определяется по формуле:

$$K_M = \frac{m}{m+k}, \quad (1)$$

где m – количество малозвенных размерных цепей, в которых составляющих звеньев $n \leq 4$; k – количество многозвенных размерных цепей, в которых составляющих звеньев $n \geq 5$.

Коэффициент N_S среднего числа составляющих звеньев в технологических размерных цепях ТП:

$$N_S = \frac{N_\Sigma}{l+p}, \quad (2)$$

где N_Σ – суммарное количество составляющих звеньев в размерных цепях ТП; l – количество технологических размеров S_γ , получаемых при механической обработке; p – количество размеров заготовки z_q ; $l+p = m+k$ – суммарное количество размерных цепей ТП.

Коэффициент базирования K_B характеризует уровень соблюдения принципов единства и постоянства технологических баз в ТП:

$$K_B = 1 - \frac{BH_\Sigma}{6}. \quad (3)$$

где BH_Σ – количество торцевых поверхностей (вертикальных линий на размерной схеме ТП), исполь-

зуемых в качестве настроечных и/или измерительных баз; ε – количество вертикальных линий на размерной схеме ТП.

Следует заметить, что об улучшении качества размерных связей ТП свидетельствуют: уменьшение коэффициента N_S в сравнении с коэффициентом первого (базового) варианта простановки технологических размеров и увеличение коэффициентов K_M и K_B , т.е. чем меньше значение N_S и чем больше значения K_M и K_B , тем более рационально проставлены технологические размеры, тем выше качество ТП.

Чем больше составляющих звеньев (особенно размеров заготовки) входит в технологическую размерную цепь, тем больше допуск замыкающего звена – конструкторского размера или припуска, что, естественно, негативно влияет на качество ТП, т.к. увеличивает вероятность технологических отказов [4]. Поэтому при оптимизации простановки технологических размеров следует учитывать показатель количества размеров заготовки в одной размерной цепи. Такими показателями приняты: $P_{3 \leq 2}$ – количество размерных цепей, в которых составляющими звеньями являются не более 2-х размеров заготовки; $P_{3 \geq 3}$ – количество размерных цепей, в которых 3 и более размера заготовки.

Статистические наблюдения показали, что простановка линейных технологических размеров, как на чертежах заготовок, так и на операционных эскизах и схемах настроек в большинстве ТП – комбинированная, с преобладанием координатного метода. Поэтому оптимизацию простановки размеров проводили в пределах комбинированного метода. Разрабатывали несколько вариантов. По каждому варианту определяли размерные характеристики (показатели) ТП и соответствующие коэффициенты, а затем с учетом удобства базирования и крепления заготовки, настройки технологической системы СПИД осуществляли выбор наиболее целесообразного варианта.

3 Результаты оптимизации и их обсужде-

ние

Непосредственным поводом для решения задачи оптимизации явилась цепная простановка линейных размеров заготовки в базовом варианте ТП изготовления вала первичного (рис. 1, рис. 2, а), которая затрудняла выявление технологических размерных цепей и обусловила в размерных цепях в качестве составляющих звеньев от 2 до 7 размеров заготовки [2].

С целью оптимизации рассматривали ТП вала первичного с 4-мя вариантами простановки линейных размеров заготовки (см. рис. 2, табл. 1):

I вариант – базовый (заводской) – цепной метод; II – координатный; III – комбинированный с двумя координатными поверхностями; IV – комбинированный с тремя координатными поверхностями.

Получение необходимой информации для выполнения оптимизации осуществляли путем размерного анализа 4-х указанных вариантов (рис. 2, а-д). При этом строили размерную схему ТП, которая дает возможность установить для заготовки и исследуемых вариантов ТП ранее обозначенные характеристики: $p, m, k, l, \varepsilon, N_S, BH_S$. Рассчитанные по соответствующим формулам (1-3), значения коэффициентов оптимизации приведены в табл. 1.

В качестве примера (эталонного образца), используемого при оптимизации, в табл. 1 приведены соответствующие размерные характеристики и значения коэффициентов для двух вариантов простановки технологических размеров механической обработки втулки (рис. 3), имеющей только 2 линейных (длиновых) размера. Коэффициент K_M в двух вариантах остался неизменным. А коэффициенты N_S и K_B существенно изменились. Что объясняется, прежде всего, количеством поверхностей, используемых в качестве технологических баз. Если в I варианте в качестве технологических баз использовано 4 поверхности, то во II – только 2. Это обусловило простановку технологических

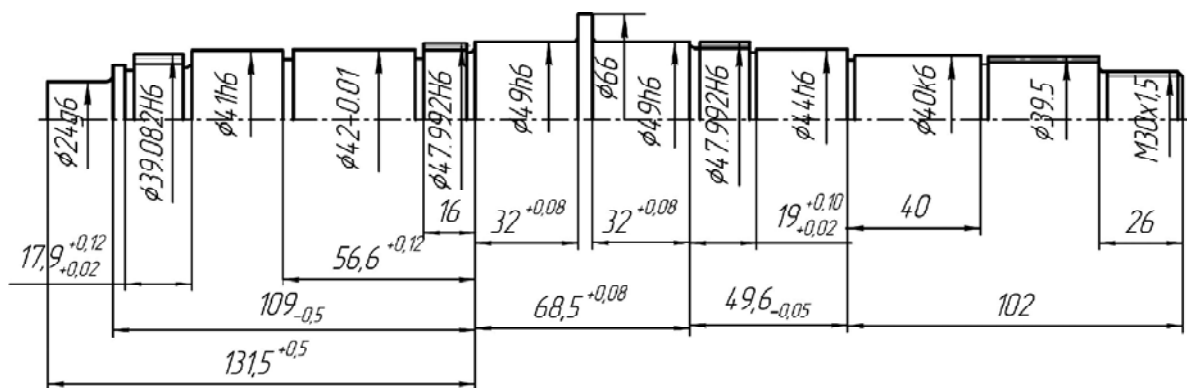


Рис. 1. Эскиз вала первичного

Таблица 1 – Размерные характеристики и коэффициенты при размерном анализе ТП с различной пространственной технологической размерности

[illegible]

размеров в I варианте комбинированным методом, а во II – координатным. Во II варианте меньшее количество N_{Σ} составляющих звеньев в размерных цепях, о чем свидетельствуют значения коэффициентов N_S и K_B , которые улучшились соответственно на 22 % и 25 %.

Аналогичные результаты показал анализ значений размерных коэффициентов двух вариантов ТП ступенчатого вала [3], (табл.1). В первом – базовом варианте ТП технологические размеры проставлены комбинированным методом, а во втором – координатным, что повлияло как на суммарное количество составляющих звеньев в размерных цепях ТП, так и на значения размерных коэффициентов. Коэффициенты показали улучшение качества ТП

соответственно: K_M на 22%, N_S на 30%, K_B на 25%.

Анализ результатов оптимизации простановки технологических размеров вала первичного (рис. 1, рис. 2 и табл. 1) показывает:

I – базовый вариант ТП. Общее количество технологических размеров, а соответственно и общее количество размерных цепей 52, из которых 31 размерная цепь – малозвенная ($n \leq 4$). Многозвенных размерных цепей 21, из них 15 размерных цепей 5-ти звенных, а остальные – 6-9 и даже 15-ти звенные. Размерных цепей с размерами заготовки 10, из них только 2 имеют 1-2 размера заготовки, а 8 имеют 3 и более. При этом 3 размерные цепи имеют по 7 размеров заготовки. Следует

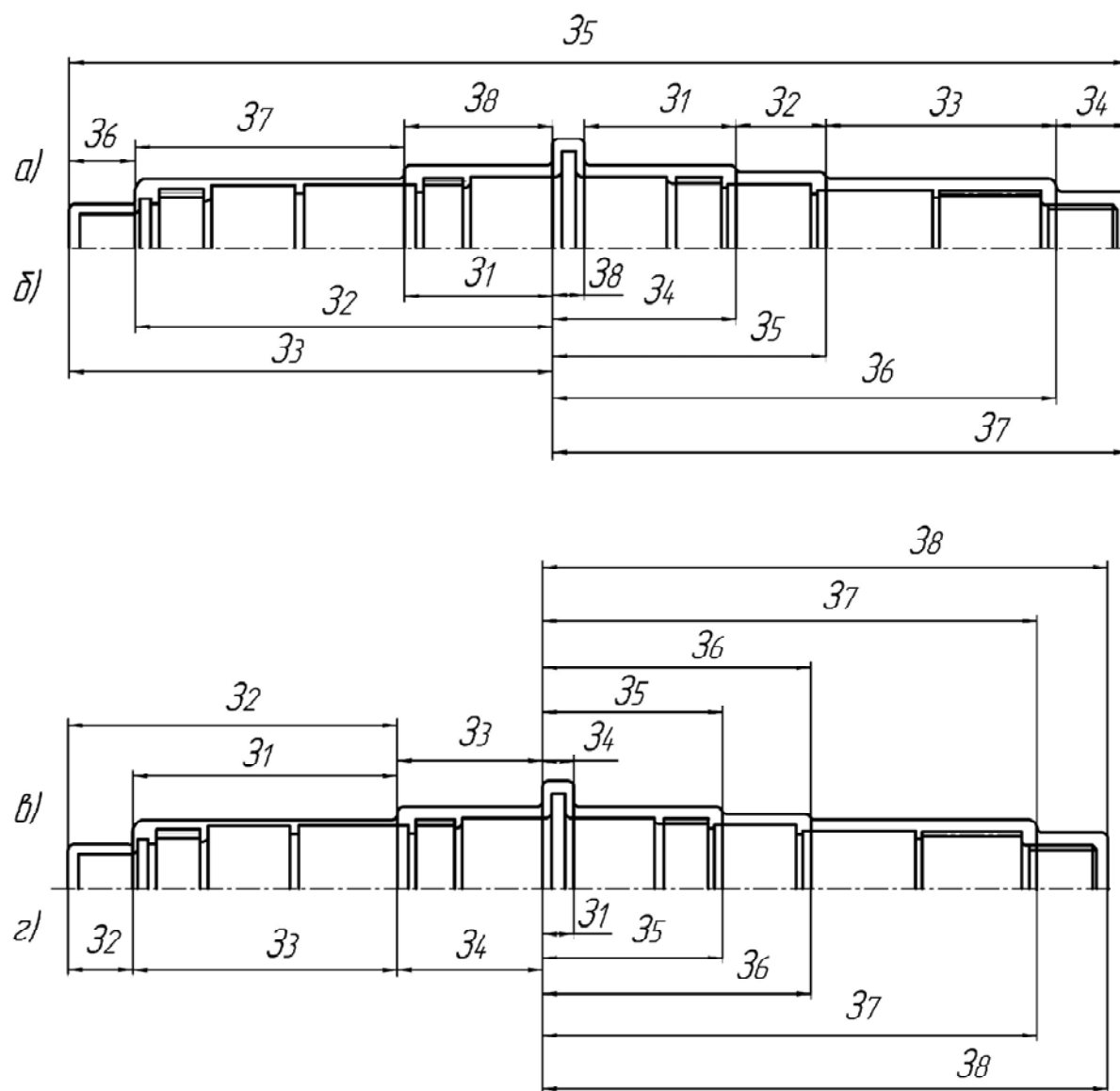


Рис. 2. Эскиз заготовки вала первичного с вариантами простановки линейных размеров:

а – I – базовый – цепной метод; б – II – координатный метод; в – III – комбинированный метод с 2-мя координатными поверхностями; г – IV – комбинированный метод с 3-мя координатными поверхностями

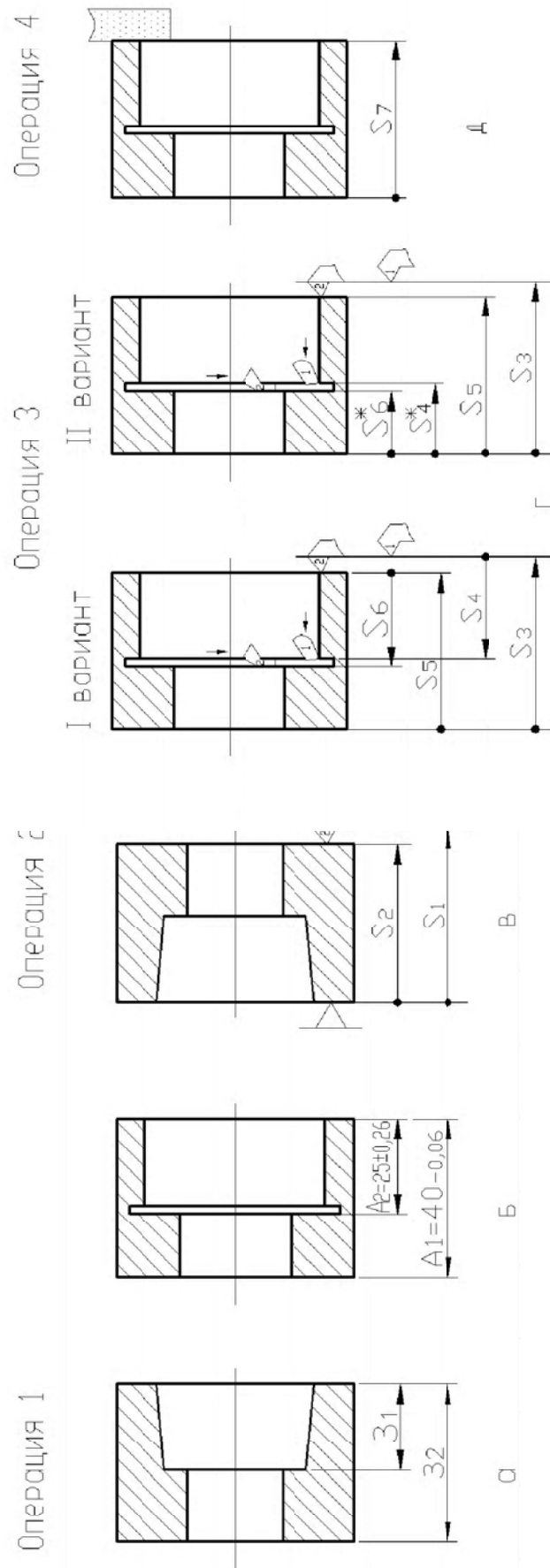


Рис. 3. Втулка: а – эскиз заготовки; б – эскиз детали; в, г, д – операционные эскизы изготовления втулки

также отметить, что отдельные размерные цепи, в которых размеры S_{γ} – искомые звенья, включают размеры заготовки Z_{γ} , что является негативным моментом, т.к. размеры заготовки имеют большие допуски.

Суммарное количество составляющих звеньев в размерных цепях базового ТП – $N_{\Sigma}=204$, что обусловило значение коэффициента $N_S \cong 4$, т.е. среднее количество составляющих звеньев в одной размерной цепи примерно 4. Это много, и поэтому такой ТП следует считать несовершенным. Но самым большим недостатком базового варианта ТП является количество размерных цепей, в которых составляющих звеньев – размеров заготовки более 3, а $P_{3 \geq 3} = 8$. Основной причиной этого является, прежде всего, цепная простановка размеров на чертеже заготовки (рис. 2, а). При этом не проставлен размер на толщину буртика диаметром 71 мм. Черновые поверхности торцов этого буртика принимаются за технологические (опорные, настроечные) базы в несколько операциях ТП. Такая простановка длиновых размеров заготовки является крайне нерациональной и никак не обоснованной с точки зрения обеспечения необходимых размерных связей ТП, т.к. обуславливает образование размерных цепей, составляющими звеньями которых становятся несколько (от 2 до 7) размеров заготовки. Известно, что размеры заготовки имеют большие допуски – в пределах $IT16 \div IT20$. Поэтому, если в размерную цепь входит несколько размеров заготовки, то, естественно, допуск замыкающего звена – припуска будет неоправданно завышен, что обусловит в ТП наличие признаков технологических отказов [4]. Коэффициент $K_B = 0,7736$ соответствует уровню удовлетворительного качества ТП. Это связано с тем, что токарная обработка заготовки производится на станках с ЧПУ, и поэтому мало используются промежуточные поверхности в качестве технологических баз.

Во II варианте ТП с координатной простановкой размеров заготовки произошло радикальное уменьшение показателей k , N_{Σ} и $P_{3 \geq 3}$ (табл. 1). В размерные цепи этого варианта входит составляющим звеном только 1 размер заготовки, что является признаком высокого качества ТП.

Как видим, цепной метод обуславливает максимальное количество размеров заготовки в технологических цепях – столько, сколько линейных размеров-звеньев в размерной цепочке заготовки (рис. 2, а), что крайне нежелательно, т.к. слишком увеличивает допуск на припуск. Координатный метод обуславливает только один размер заготовки в технологических размерных цепях.

III вариант ТП – комбинированная простановка

с двумя координатными (торцевыми) поверхностями заготовки. В пределах этого варианта было разработано и исследовано 5 подвариантов (различных схем, комбинаций) простановки размеров. Размерные цепи этих подвариантов имеют от 2 до 7 составляющих звеньев, из которых 1-4 размеры заготовки. После сравнения с другими вариантами был выбран тот подвариант (рис. 2, в), что имеет наилучшие показатели, табл. 1. Этот подвариант не обуславливает образование многозвенных ($n \geq 5$) размерных цепей, и при этом размерные цепи не включают более 2 размеров заготовки ($P_{3 \geq 3} = 0$). Количество малозвенных размерных цепей, а, соответственно, и коэффициент K_M уменьшились по сравнению с II (координатным) вариантом. Однако все показатели III варианта в сравнении с показателями I (цепного) существенно лучше и свидетельствуют о высоком качестве ТП. Поэтому этот вариант является оптимальным.

В IV варианте рассмотрена комбинированная простановка от трех координатных плоскостей (торцов) заготовки. В 6 рассмотренных подвариантах в состав размерных цепей входит от 2 до 8 составляющих звеньев, из которых 1-5 размеров заготовки. Есть подварианты, в которых размерные цепи имеют не более 2 размеров заготовки. Однако эти подварианты имеют многозвенные размерные цепи. Для оптимизации был выбран тот подвариант (рис. 2, г), размерные цепи которого малозвенные ($n \leq 4$) и при этом только одна цепь включает 3 размера заготовки, табл. 1.

Проведенная оптимизация показала, что при любых вариантах простановки технологических размеров следует рассматривать несколько подвариантов (от 5 до 10), из которых путем анализа показателей находить лучший. А затем из лучших подвариантов находят оптимальный вариант.

Анализируя и обобщая результаты оптимизации, установили, что комбинированный метод позволяет найти такую простановку технологических размеров, которая обеспечит образование малозвенных размерных цепей с минимальным количеством размеров заготовки.

Если простановку линейных размеров на чертеже детали связывают с конструкторскими (сборочными) базами, то при постановке размеров на чертеже заготовки за базовые (координатные, отчетные) следует принять 2 или 3 удобные с точки зрения базирования и настройки торцевые поверхности заготовки.

Выводы

Наиболее предпочтительным, обеспечивающим наилучшие показатели качества размерных связей ТП, является координатный метод простановки линейных технологических размеров. Однако при этом неизбежны определенные затруднения, не-

удобства как при базировании и закреплении заготовки, так и при настройке технологической системы и измерениях (контроле) линейных размеров. Рациональным следует считать комбинированный метод с двумя координатными поверхностями, т.к. при этом обеспечиваются оптимальные значения размерных коэффициентов, необходимые технологические удобства, максимальное соблюдение принципов базирования, минимальное количество размеров заготовки в технологических размерных цепях и, соответственно, незначительная вероятность технологических отказов.

Перечень ссылок

1. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машгиз, 1959. – 485 с.
2. Цыпак В.И. Исследование и оценка размерных связей технологических процессов изготовления деталей – Вестник двигателестроения, 2005. – №3. – С. 122-126.
3. Цыпак В.И. Расчет и простановка линейных технологических размеров – Нові матеріали та технології в металургії та машинобудуванні. –

1999. – №1. – С. 47-52.

4. Цыпак В.И. Размерно-статистический анализ качества технологических процессов изготовления деталей – Вестник двигателестроения, №1. – 2007. – С. 75-82.

Поступила в редакцию 06.03.2007

Розглянуто вплив методу простановки лінійних технологічних розмірів на якість розмірних зв'язків технологічного процесу виготовлення деталі. Вибір раціональної простановки лінійних технологічних розмірів пропонується здійснювати шляхом оптимізації на основі розмірних коефіцієнтів.

The influence of the method of linear dimensioning on the dimensional relations quality during the technological process of work-pieces producing has been considered. The choice of the rational linear dimensioning is offered to be realized with the help of optimization on the base of dimensional indexes.

УДК: 629.7.036.22.001 (024)

М. А. Катренко

О НЕПАРАЛЛЕЛЬНОСТИ ИСТЕЧЕНИЯ ГАЗА ИЗ СОПЛА РАКЕТНОЙ СТУПЕНИ И ТЯГОВОЙ ХАРАКТЕРИСТИКЕ КОМБИНИРОВАННОГО, РАКЕТНО-ПРЯМОТОЧНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Изложены результаты теоретических исследований влияния угла непараллельности истечения струи из сопла ступени жидкостного реактивного двигателя на тяговую характеристику ракетно-прямоточного двигателя. Применена классическая, осесимметричная конструктивная схема проточной части.

Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами

Техническая невозможность выполнения сопла с одномерным течением потока в выходном сечении приводит к тому, что вектор скорости истечения W_a имеет, помимо осевой составляющей W_{ax} , еще и радиальную составляющую W_{ar} , переменную по радиусу, т.е. распределение параметров потока в выходном сечении сопла отличается от принятого в идеальном представлении равномерного распределения, что приводит к потерям удельного импульса жидкостного ракетного двигателя (ЖРД) из-за рассеяния [1, 2]. Однако для ракетно-прямоточного двигателя (РПД) непараллельность струи обуславливает дополнительную интенсификацию процесса смешения газовых потоков, и как следствие, снижение габаритов и массы конструкции [3, 4].

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

Для наиболее распространенных осесимметричных сопел ракетных двигателей вблизи выходного сечения сопла поток в первом приближении может рассматриваться как часть сферически симметричного течения, ограниченная телесным углом $2\beta_a$. Схема течения для конического сопла с радиусами критического сечения $R_{кр}$ и выходного сечения R_a и углом наклона образующей $2\beta_a$ в приближении сферической симметрии представлена на рис. 1.

Причем по условиям симметрии все параметры потока в точках, лежащих на сферической поверхности одного и того же радиуса, равны по модулю, при этом векторные величины направлены по радиусу сферы. Тогда выражение для внутренней составляющей тяги сопла с учетом непараллельности истечения струи [2]:

$$P \cong \frac{1 + \cos \beta}{2} P_{II}.$$

В [1] предложена зависимость учета газодинамических потерь в общем случае в виде:

$$P = \int_{F_A} (p \cdot W^2 \cos^2 \beta + p) dF_A.$$

В [1] рассмотрены случаи с уменьшением и увеличением скорости истечения газов от периферии сопла к его центру. В данной работе исследуется случай равномерной эпюры скоростей, причем непараллельность истечения принята одинаковой для всех точек среза сопла, за исключением его оси симметрии.

Цель исследования

Целью теоретического исследования являлось выяснение закономерностей взаимовлияния параметров течения газов, и оптимального значения угла непараллельности истечения струи из ракетной ступени на тяговую характеристику комбинированного двигателя.

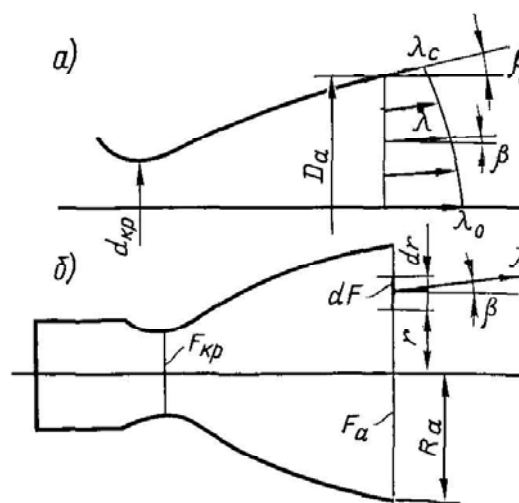


Рис. 1. Схема течения газа из реактивного сопла

Математическая модель

В математической модели [5, 6], были использованы уравнения сохранения в форме Эйлера, адаптированные к осесимметричной модели течения газовой среды. В этом случае, в консервативной форме, система уравнений, описывающая течение невязкого многокомпонентного газа, имеет вид:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{1}{V_j} \sum_{i=1}^3 A_{ij} (G_i n_{ijx} + H_i n_{ijy}) = \frac{1}{V_j} \sum_{i=1}^3 A_{ij} S_i, \quad (1)$$

где j – номер контрольного объема, i – номер грани j -го контрольного объема, A_{ij} – площади граней j -го контрольного объема, V_j – объем j -й ячейки,

$$F = \begin{pmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ E \\ \rho C_i \end{pmatrix} \quad G_i = \begin{pmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ \rho uv \\ (E + p)u \\ \rho C_i u \end{pmatrix} \quad H_i = \begin{pmatrix} \rho v \\ \rho uv \\ \rho v^2 + p \\ (E + p)v \\ \rho C_i v \end{pmatrix} \quad S_i = \begin{pmatrix} 0 \\ p n_{ix} \\ p n_{iy} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}.$$

Для получения замкнутости системы уравнений (1) использовано уравнение состояния идеального газа в виде:

$$p = \rho \sum_{k=1}^{N_k} (\gamma_k - 1) \epsilon_k \epsilon_k,$$

где $\epsilon_k = C_{vk} T$ – внутренняя энергия единицы массы k -й компоненты смеси.

Полученные результаты и их анализ

Расчетная схема ракетно-прямоточного двигателя, на основе которой проведен численный эксперимент, представлена на рис. 2.

Численное моделирование было выполнено при следующих диапазонах изменений входных данных:

- угол непараллельности истечения газа из сопла изменялся в пределах от 0° до 30° ;
- статическое давление на срезе сопла ракетной степени и на выходе из диффузора входного устройства, рассчитывалось в зависимости от числа M полета и изменялось в пределах от 10^5 до 6×10^5 Па;
- компоненты топлива: керосин + O_2 , а коэффи-

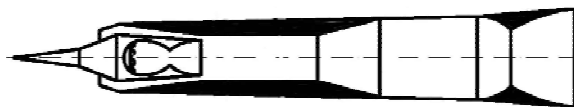


Рис. 2. Расчетная схема ракетно-прямоточного двигателя

циент избытка окислителя в камере сгорания принимался постоянным $\alpha = 0,9$;

- геометрические параметры камеры сгорания ЖРД принимались постоянными.

В качестве тягового параметра двигателя принят коэффициент усиления тяги, который определялся из соотношения:

$$K_u = \frac{P_{РПД}}{P_{ЖРД}}.$$

На рис. 3-5 показаны зависимости коэффициента усиления тяги РПД от угла непараллельности истечения газа из ступени ЖРД.

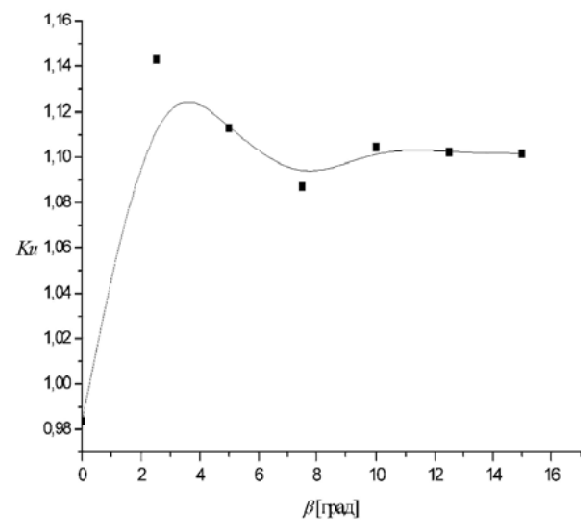


Рис. 3. Зависимость коэффициента усиления тяги РПД от угла непараллельности истечения газа из ступени ЖРД при $P_a(\text{ЖРД}) = 10^5$ Па

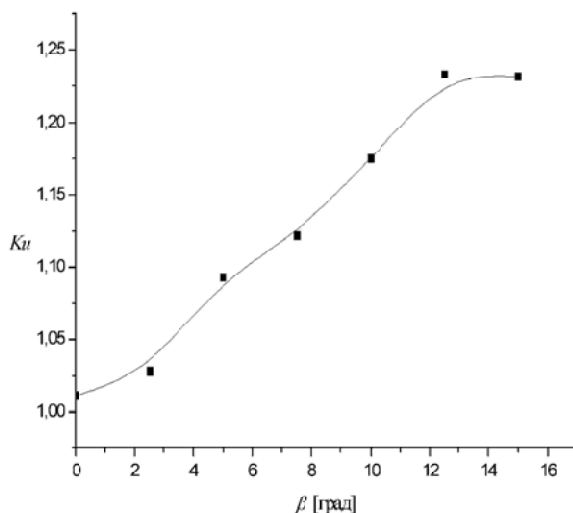


Рис. 4. Зависимость коэффициента усиления тяги РПД от угла непараллельности истечения газа из ступени ЖРД при $P_a(\text{ЖРД}) = 2 \times 10^5$ Па

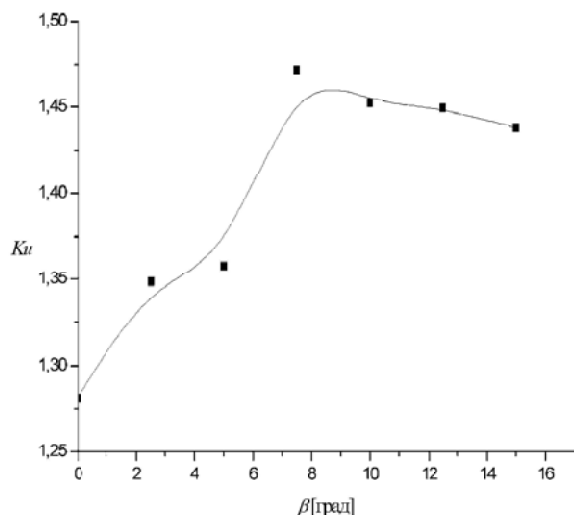


Рис. 5. Зависимость коэффициента усиления тяги РПД от угла непараллельности истечения газа из ступени ЖРД при $P_a(\text{ЖРД}) = 6 \times 10^5$ Па

Полученные путем численного моделирования результаты показывают, что для получения максимального прироста тяги необходимо регулировать угол образующей среза сопла.

Аппроксимация результатов позволила получить зависимость для прогноза максимального значения коэффициента усиления тяги в зависимости от угла непараллельности истечения газа из ступени ЖРД, в виде:

$$K_u = 0,412 + 0,226 \cdot \beta - 0,0123 \cdot \beta^2.$$

Выводы

Проведенные теоретические исследования показали, что непараллельность истечения газа из ступени ЖРД комбинированного двигателя влияет на его тяговые характеристики посредством влияния на процессы смешения потоков газа.

Перечень ссылок

1. Алемасов В.Е. и др. Теория ракетных двигателей. – М.: Машиностроение, 1980.
2. Добровольский М.В. Жидкостные ракетные двигатели. – М.: Машиностроение, 1968.
3. Борисенко А.И. Газовая динамика двигателей. – М.: Оборонгиз, 1962.
4. Зуев В.С., Макарон В.С. Теория прямоточных и ракетно-прямоточных двигателей. М.: Машиностроение, 1971.
5. Бучарский В.Л., Катренко М.А., Шинкаренко А.А. Некоторые результаты численного моделирования процессов смешения в ракетно-прямоточных двигателях. // Сб. научных трудов ДНУ "Проблемы высокотемпературной техники". – Днепропетровск.: РВВ ДНУ, 2003. – С. 31–36.
6. Бучарский В.Л., Катренко М.А., Шинкаренко А.А. Особенности численного моделирования процесса смешения в сверхзвуковом газоструйном эжекторе. // Сб. научных трудов ИТМ НАН Украины "Техническая механика". – Днепропетровск. № 1. – 2005. – С. 50–58.

Поступила в редакцию 12.03.2007

Викладено результати теоретичних досліджень впливу кута непаралельності витікання струменя із сопла рідинного реактивного двигуна на тягову характеристику ракетно-прямоточного двигуна. Застосована класична, вісесиметрична конструктивна схема проточної частини.

Stated are the results of theoretical research influence of an angle of non-parallelism in outflow from the nozzle of stage liquid-propellant engine on a tractive characteristics of rocket-ramjet engine. Classical, axisymmetrical, design scheme of flow part has been used.

УДК 658.8:629.7

И. А. Федерякин**СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ИННОВАЦИЯМИ НА
АВИАПРЕДПРИЯТИИ**

Рассматривается система управления инновациями авиатехники: исходные требования формализации и свойства, которыми она должна обладать.

Упрочнение конкурентоспособности – основная проблема, решаемая при реинжиниринге авиапредприятий.

Конкурентоспособность авиатехники, как и авиапредприятий, тесно увязана с использованием технико-организационных нововведений.

Актуальность и многоплановость инновационного менеджмента особо подчеркивается в работе [1]. Однако, как показывает американский опыт [2], проблема не только в самих нововведениях как таковых, но скорее, в эффективном, ориентированном на прибыль, управлении инновациями. Практика индустриальных стран отмечает, что трудности управления инновациями в большей мере характерны для традиционных форм предприятий, чем для венчурных.

Перед синтезом системы управления нововведения для ее успешного функционирования следует определить свойства, которыми она должна обладать или которым она должна соответствовать. В противном случае затраченные средства не принесут прибыли, так как научно-техническая новация не будет иметь успеха на рынке. Необходимо учитывать, что устоявшаяся система ценностей и способ работы авиапредприятий создают серьезные организационные проблемы в данной области.

Способ формирования свойств системы базируется на междисциплинарном подходе (МДП), т.е. ориентирован на функциональную полезность создаваемого объекта (системы) и использует экономические, технические, кибернетические и другие приемы решения сложных проблем.

Объектом исследования выступает человеко-машинная система управления инновациями. Она является комплексной организацией, включающей в себя несколько структур, например, систему управления жизненным циклом машин, системно-программную инновацию, организационную структуру, модуль программирования, управляющую структуру и т. д. Подобная система представлена в данной статье.

Совершенствование системы управления следует увязывать с рядом требований, пренебрежение которыми заранее обрекает любую разработку на неудачу при внедрении. Полнота проработки вопросов формообразования организационной структуры, взаимоувязка ее конструкции с принци-

пами управления эрратических систем и соответствие рекомендациям реинжиниринга является базой эффективного сопряжения структурных частей самой системы и реализации ее возможностей. Игнорирование взаимооднозначного соответствия и взаимообусловленности между организационной формой управления и информационно-обрабатывающей подсистемой приводит к тому, что реализация насущных задач управления остается вне функций эрратических систем.

Исходными целеполагающими требованиями выступают:

- система управления созданием авиатехники, ориентированной на рынок и отвечающей маркетинговым принципам как по своему назначению, так и по своей организации;
- компьютеризованность системы (мониторинг);
- многомерность свойств данной системы, (многомерность свойств – это сочетание в них функциональных и структурных качеств. К ним относятся интегративность, комплементарность и синергизм и т. д.)

Система управления инновациями предприятия (компании) должна обладать такими свойствами как:

- целенаправленность;
- алгоритмичность;
- модульность;
- интегративность;
- многоцельность;
- программированность;
- имитационность (машино-модельность);
- комплементарность;
- агрегированность;
- синергизм.

Первое свойство характеризует то обстоятельство, что система управления инновациями ориентирована на достижение заданной цели, определенной маркетинговой стратегией или сценарием. Как указывают американские исследователи [3]: "Цели – это те конечные результаты, на достижение которых направлена деятельность организации... Организация должна быть построена так, чтобы отдельные функции сливались вместе в единую, целостную систему, части которой ориентированы на достижение общей цели".

Алгоритмичность – одно из основных свойств,

учитываемых при построении системы управления [4]. После системного анализа, необходимого ресурсного обеспечения этапов инновации составляется упорядоченный перечень необходимых и достаточных работ (процессов), который затем преобразуется в алгоритм системы и является основой для моделирования инновационно-управленческой системы (ИУС), а также реализации свойств программированности и имитационности.

Свойства модульности – это отражение всех составляющих системы в их функционально-структурном единстве – от маркетинговых рекомендаций до каждого блока имитатора инновации или ИУС, причем, все они объемлются свойством интегрированности.

Каждый модуль имеет свое функциональное назначение или по управленческо-структурным функциям, выполняемым в ИУС, или по стадии жизненного цикла инновации. Благодаря функционально-модульному членению упрощается структура ИУС, повышается оперативность управления и, соответственно, управленческая процедура всей инновацией. Тем самым закладываются предпосылки интегративности, имитационности и комплементарности.

Модульность технических средств ИУС инновациями – вопрос, который не представляет конструктивно-технологических трудностей для информационно-вычислительных и коммуникационных комплексов.

Интегративность – свойство, имманентное для современных конструкторско-производственных организаций и соразработчиков авиатехники. При этом она объединяет как функциональные, так и организационные характеристики. Одновременно интегративность систем управления обусловлена целенаправленностью, алгоритмичностью и модульностью, являясь основой комплементарности. Целенаправленность, реализуемая комплексом управления, действует как фактор, интегрирующий все стадии жизненного цикла инновации и ее использование потребителем, а именно – НИОКР, производство и эксплуатация с утилизацией.

Кроме того, интегративность определяет использование информационно-управляющих вертикальных (межфирменные или маркетинговые) и горизонтальных связей (опытные и серийные предприятия, ремонтнообслуживание и техсервис). "Сама природа управления большим проектом требует интеграции работ" [3].

Многоцельность для управляющей системы широко признана для производственно-коммерческих компаний, например [3]. Управление инновациями, сочетающее опытно-конструкторскую фазу жизненного цикла с производственно-обслуживающей является одной из самых сложных и, соответственно, трудоемких процедур. Многоцельность управленческой системы выступает следствием

двух уже рассмотренных свойств – целенаправленности и интегративности. ИУС планирует, прогнозирует и контролирует все стадии материализации инновации. Каждая отдельная структура или подсистема имеет, кроме общей цели, свои подцели, многообразие способов их достижения. Качество многомерности также реализуется в многоцельности ИУС.

Одновременно с разработкой инновационного проекта исследуются вопросы ресурсного обеспечения – проектирование, опытное и серийное производство с этапом летных испытаний, сфера ремонтнообслуживания и эксплуатации у потребителя.

Программированность – свойство, определяемое наличием в ИУС программной структуры, разрабатывающей стратегию целедостижения инновации, программирующей машинную модель самой инновации (подобно работе [5]), формирующей имитатор инновации и самой информационно-управленческой системы.

Этапы программирования осуществляются в следующей последовательности [6]:

I – разработка общей стратегии реализации инновации авиатехники (величина инвестирования, емкость рынка, объем продаж, степень риска, оценка конкурентов и т.д.);

II – формирование технико-экономических характеристик инновации (особое внимание уделяется её функциональной отдаче и запросам потребителя) и этапов ее жизненного цикла, расчет параметров инновационного проекта – ЛТХ, тяговооруженность, цена продажи, партия изделий;

III – разработка аналитической и имитационной моделей инновации (для авиационной инновации обязательно соблюдение единства конструкторско-технологической конкурентоспособности инновации с системой ее техобслуживания и ремонтно-производственной базы);

IV – создание банка экономико-математических моделей стадий материализации инновационного проекта;

V – разработка алгоритмов и критериев управления и формирование имитаторов авиатехники.

Машинное программирование параметров инновации и стадий материализации инновации создает сквозной информационный массив, позволяющий понижать уровень неопределенности при принятии решений о разворачивании серийного производства и уменьшать риск представления новой авиатехники на рынке. Комплекс моделей является основной системной компонентой, служащей базой интеграции вычислительных сетей соразработчиков авиатехники.

Имитационность или машино-модельность системы является следствием свойства программности, так как в блоке программирования совместно с моделью инновации формируется имитатор са-

мой системы. Имитатор выступает моделью целедостижения системы управления авиационным проектом и служит эталоном ее функционирования.

Благодаря этому условию причины, вызывающие любые отклонения от величины нормативного параметра модели, могут быть установлены достаточно оперативно и соответственно приняты обоснованные регулирующие воздействия на процесс реального целедостижения. Таким образом, имитатор системы есть итоговая фаза процесса программирования – результат отбора наиболее оптимального варианта авиатехники из совокупности альтернатив. Следовательно, имитационность – это свойство, присущее системе и на стадии программирования инновации, при разработке имитационных моделей системы, и при создании модели самой структуры программно-модельного управления.

Комплементарность – свойство, обязательное для эффективно функционирующей системы (организации). Комплементарность структуры управления – это взаимосоответствие составных частей (подсистем, модулей) целого, которые обеспечивают своим взаимодействием ее оптимальное функционирование по целеполагающим параметрам инновации.

Комплементарность – это емкое качество, которое объемлет в себе такие составляющие:

- функциональное предназначение системы и ее структур (целенаправленность);

- целостность системы, обусловленная взаимосвязанностью всех целей организации, которые реализуются в процессе их достижения во время функционирования системы управления (многоцельность);

- совместимость элементов структуры и самих структур (как модулей) в общей архитектуре ИСУ и предприятия (агрегированность);

- упорядоченность и динамическое равновесие внутренних процессов и образующих их структур и т. д.

Целесообразно различать внешнюю и внутреннюю комплементарность ИСУ. Внутренняя комплементарность системы предопределяется структурно-функциональным соответствием, внешняя – предполагает ее динамическое соответствие процессам и структурам рыночного механизма.

В свою очередь внешняя комплементарность предполагает наличие у системы свойства агрегированности, т. е. возможности наращивания при необходимости новых дополнительных элементов или быть способной самой через управляющий модуль комплектироваться с несколькими разноцелевыми управляющими системами соразработчиков. Тем самым реализуется требование о наличии многомерности для системы управления созданием авиатехники.

Синергизм ИУС обусловлен интегративностью, многоцельностью и комплементарностью. Синергизм ИУС достигается одновременным функциони-

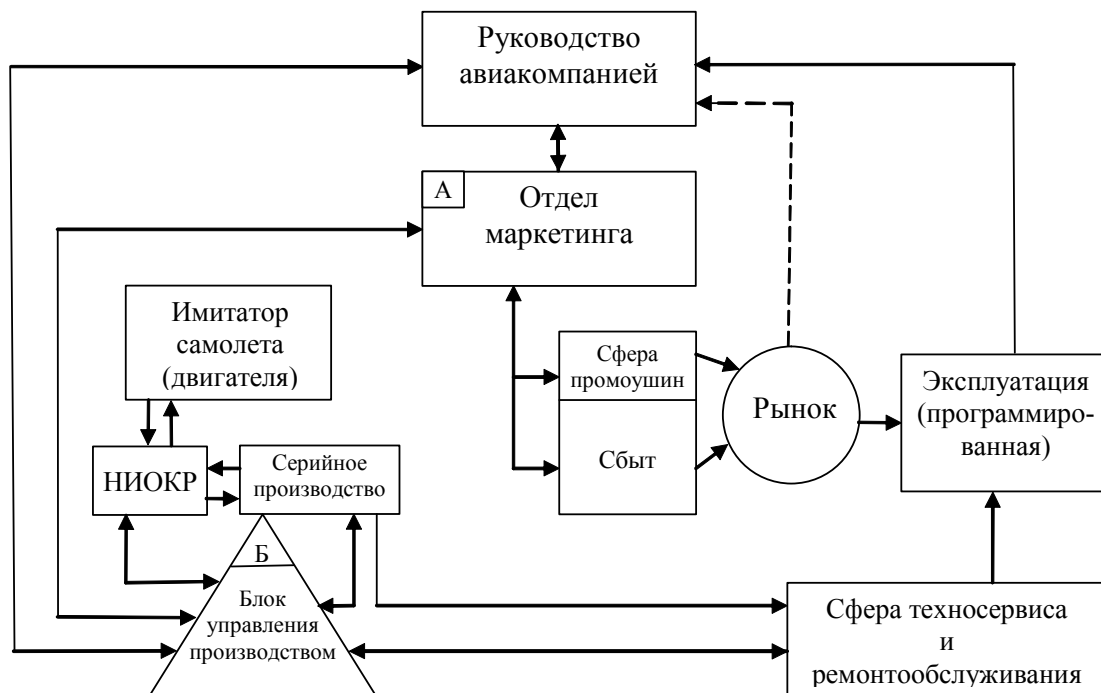


Рис. 1. Модель ИСУ для инноваций авиапредприятия

рованием взаимосвязанных структур, обеспечивающим более высокую общую эффективность по сравнению с суммарным эффектом частей, взятых отдельно.

К синергическим эффектам, отмеченным в работе [7] необходимо добавить синергизм ИУС, который подкрепляется целенаправленным централизованным руководством специального управляющего модуля по всем стадиям жизненного цикла инновационного проекта авиатехники на базе программно-машинной модели.

Сопоставление рассмотренных свойств информационно-управленческой системы с критериями, установленными в Центре кораблестроительной кибернетики (Болгария) [8] дает веские основания считать ИУС, обладающую этими свойствами, системой управления.

Перечень ссылок

1. Уткин Э. А. Инновационный менеджмент. – М.: АКАЛИС, 2001. – 208 с.
2. Твисс Б. Управление научно-техническими нововведениями. Пер. с англ. – М.: Экономика, 1989. – 271 с.
3. Клиланд Д., Кинг В. Системный анализ и целевое управление. Пер. с англ. – М.: СовРадио, 1974. – 279 с.
4. Федерякин И. А. Свойства человеко-машинных систем управления, определяемые междисциплинарным подходом. – К.: УкрНИИНТИ, 1984.

– 14 с.

5. Шилекович Д. Г. Пакет программ многокритериального оптимального проектирования лесозаготовительных машин и механизмов. – П.: МГУЛ, Научн. – Вып. 271. – 1995. – С. 45-56.
6. Федерякин И. А. Программирование потребительных характеристик машин – основа метода активного конструирования новой техники. – К.: УкрНИИНТИ, 1984. – 20 с.
7. Кинг В., Клиланд Д. Стратегическое планирование и хозяйственная политика. Пер. с англ. – М.: Процесс, 1982. – 400 с.
8. Интегрированные системы управления. – М.: Механизация и автоматизация производства, 1989. – №9. – С. 36-39.

Поступила в редакцию 20.03.2007

Розглядається система управління інноваціями авіатехніки: вихідні вимоги формалізації та якості, які вона повинна мати.

Management system of innovations in aviation technical engineering is being considered such as its initial requirements for formalization and characteristics the system should possess.

УДК 621.45.037

Н. В. Гончар, Д. В. Павленко, М. А. Трубников, В. М. Чернецов

ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПАЗОВ ДИСКА КОМПРЕССОРА ТИПА "ЛАСТОЧКИН ХВОСТ" И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИХ ОПТИМАЛЬНОГО СОЧЕТАНИЯ

Приводятся результаты статистического анализа геометрических параметров пазов диска компрессора типа "ласточкин хвост" и математическая модель их влияния на напряженное состояние межпазовых выступов. Показано, что при изготовлении дисков компрессоров по существующей технологии напряженность межпазовых выступов в пределах одного диска существенно различается. Установлено оптимальное сочетание геометрических параметров паза.

Диски компрессора газотурбинных двигателей являются одними из наиболее нагруженных деталей, во многом определяющих ресурс двигателей. Анализ отказов компрессоров показывает, что в большинстве случаев разрушение ободной части диска происходит вследствие образования и дальнейшего развития трещин в основании межпазовых выступов (МПВ) [1, 2]. В связи с этим, снижение действующих напряжений в основании МПВ, которые работают при знакопеременных нагрузках и значительных центробежных силах, является актуальной задачей.

Опубликованные к настоящему времени многочисленные исследования, направленные на повышение долговечности дисков компрессоров, можно условно разделить на две группы. К первой группе относятся работы, направленные на повышение выносливости и запаса прочности МПВ при многоцикловом нагружении за счет реализации прочностных характеристик материала поверхностного слоя технологическими методами [2-5 и др.]. Ко второй группе относятся исследования, направленные на снижение уровня действующих напряжений в основании МПВ за счет оптимизации их геометрии [6, 7]. Выполненный в работе [8] статистический анализ факторов, определяющих характеристики выносливости дисков компрессора ГТД, показал, что и геометрические параметры МПВ, и характеристики его поверхностного слоя оказывают существенное влияние на выносливость ободной части дисков. Таким образом, максимального запаса прочности МПВ можно достигнуть при комплексном рассмотрении обоих факторов. Однако, основным ограничением на регулирование напряженного состояния МПВ путем изменения его конструкции является необходимость изменений в конструкторской документации, сопряженная с длительными и дорогостоящими натурными испытаниями. Кардинальное изменение конструкции паза и МПВ на основании численного или натурального мо-

делирования может быть использовано для вновь проектируемых двигателей, в то время как для двигателей, уже находящихся в эксплуатации, более рациональным путем является снижение нагруженности МПВ без внесения изменений в их конструкцию. Решение такой задачи базируется на определении оптимальных сочетаний параметров МПВ в пределах поля допуска обработкой на последних формообразующих операциях технологического процесса.

Основными параметрами, влияющими на величину концентрации напряжений в основании МПВ диска типа "ласточкин хвост", являются: угол раствора паза, угол между осью диска и пазом, величина "выкружки" в основании выступа и фаски на кромке шейки выступа. Поскольку изменение вышеуказанных угловых величин приведет к перепрофилированию лопаток и изменению их количества, то есть к существенному изменению конструкции компрессора, проводилось исследование только величины "выкружки" и фаски.

Целью данной работы являлось определение рационального сочетания геометрических характеристик элементов МПВ, что включает в себя получение оптимального сочетания размера фаски и радиуса "выкружки" на донышке паза диска по условию снижения концентрации напряжения. Основными задачами работы являлись статистическая оценка геометрических параметров МПВ при использовании существующей технологии их формообразования, а также их оптимизация на основе численного моделирования напряженного состояния элемента ободной части диска.

Исследование указанных геометрических параметров МПВ VI ступени диска компрессора высокого давления двигателя Д-36, формируемых согласно существующей технологии на слесарной операции зенковкой вручную, выполняли путем векторизации границ фаски и "выкружек" паза на цифровых фотографиях (рис. 1), выполненных фо-

токамерой с высокой разрешающей способностью.

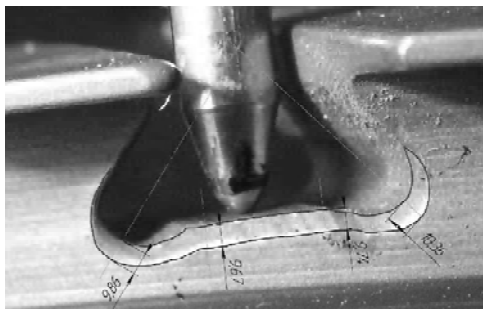


Рис.1. Фотография паза типа "ласточкин хвост"

Условия съемки каждого паза были идентичны. Фотоаппарат размещали нормально к боковой поверхности диска. Для определения масштаба объектов на фотографии в каждый паз помещали концевую меру длины. Среднее значение и параметры рассеяния величины фаски донышка и "выкружек" определяли по данным измерений в четырех сечениях. Переиндексацию пазов осуществляли при помощи специального делительного приспособления без изменения положения объекта съемки и фотокамеры. Исследования и расчеты проводились с двух сторон трех дисков одной технологической партии.

В таблицах 1 и 2 указаны данные измерений, проведенных с одной стороны диска.

Таблица 1 – Результаты измерения величины фаски "выкружек" МПВ

Номер интервала	Граница интервала, мм	Частота, n_i
1	0,40...0,48	12
2	0,48...0,56	45
3	0,56...0,64	105
4	0,64...0,72	57
5	0,72...0,80	15
	Σ	234

Таблица 2 – Результаты измерения величины фаски донышка МПВ

Номер интервала	Граница интервала, мм	Частота, n_i
1	0,48...0,56	7
2	0,56...0,64	28
3	0,64...0,72	49
4	0,72...0,80	23
5	0,80...0,88	10
	Σ	117

В результате статистического анализа полученных данных каждого диска были определены: m_x – среднее арифметическое значение размеров; σ – среднеквадратическое отклонение размеров; $X_{НБ}$, $X_{НМ}$ – ожидаемые значения предельных размеров; W – стандартное поле рассеивания; P – вероятность появления брака; n_6 – количество бракованных пазов на одном диске (табл. 3 и 4, рис. 2).

Таблица 3 – Результаты статистической обработки величины фаски "выкружек" МПВ одного диска

m_x	σ	$X_{НБ}$	$X_{НМ}$	W	P	n_6
0,606	0,076	0,834	0,378	0,456	0,3	0,35

Таблица 4 – Результаты статистической обработки величины фаски донышка МПВ одного диска

m_x	σ	$X_{НБ}$	$X_{НМ}$	W	P	n_6
0,681	0,072	0,898	0,464	0,434	26,3	31

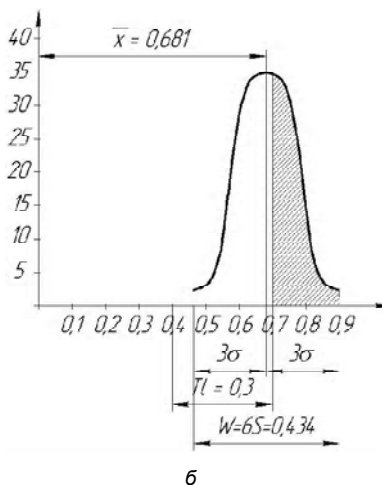
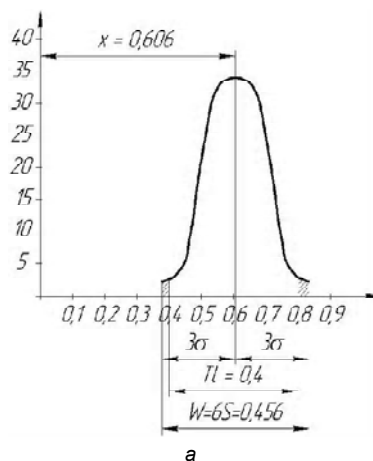


Рис. 2. Схема к определению вероятности появления брака при обработке фаски "выкружек" МПВ (а) и фаски донышка паза (б)

Как видно из расчетов, размер фаски "выкружки" в преобладающем большинстве случаев лежит в пределах поля допуска на размер, в то время как размер фаски доньшка имеет смещение кривой распределения в сторону неисправимого брака. Результаты расчета указывают на существенный разброс размеров фаски пазов одного диска в пределах допуска и на нестабильность как в пределах одного диска, так и в пределах паза.

С целью оптимизации геометрических параметров МПВ по условию минимального значения конструктивной концентрации напряжений, а также оценки ее изменения в связи с нестабильностью геометрии пазов в пределах диска, была разработана и реализована матрица планирования численного эксперимента с двумя факторами, варьируемыми на трех уровнях (табл. 5 и 6). В качестве факторов (независимых переменных) использовали радиус "выкружки" и величину фаски доньшка паза. За центр эксперимента (уровень 0) приняты значения факторов, соответствующие середине поля допуска указанных параметров. Кодирование значений факторов выполнялось по известной методике [9].

Интервалы варьирования факторами (табл. 5) выбирали, исходя из возможности их технологической реализации на натурном диске и геометрических особенностей паза. Согласно плану эксперимента были созданы девять твердотельных моделей элементов ободной части диска компрессора ГТД (табл. 6).

В соответствии с рекомендациями работы [7] в качестве функции отклика (параметра оптимизации) использовали условный коэффициент концентрации напряжений, определяемый зависимостью:

$$K_{\sigma} = \frac{\sigma_{0\max}}{\sigma_0}, \quad (1)$$

где $\sigma_{0\max}$ – максимальное контурное напряжение в пазах диска, МПа;

σ_0 – максимальное растягивающее напряжение, действующее на МПВ, МПа.

Методика численного определения напряжённо-деформированного состояния (НДС) межпазовых выступов методом конечных элементов заключалась в следующем. Согласно разработанному плану эксперимента были созданы девять трёхмерных твердотельных моделей сегмента диска с различными значениями R и h . Объемы сегмента были разбиты свободной гексагональной сеткой, в местах предполагаемой концентрации напряжений выполнено "сгущение" сетки путем увеличения числа конечных элементов (рис. 3). Суммарное число конечных элементов изменялось для различных моделей и составляло 15000.....18000. При этом размер элементов в области концентрации напряжений для различных моделей оставался неизменным.

При расчете НДС фрагмента ободной части диска использовали линейную, изотропную модель сплава ХН73МБТЮ-ВД. Граничные условия прикладывали таким образом, чтобы характер принятых для модели нагрузок соответствовал характеру нагрузок обода диска, действующих при эксплуатации двигателя.

Таблица 5 – Уровни варьирования факторами

Фактор	Интервал варьирования	Уровень –1	Уровень 0	Уровень +1
X1 – радиус "выкружки", мм (R)	0,3	0,6	0,9	1,2
X2 – величина фаски, мм (h)	0,6	0	0,6	1,2

Таблица 6 – Матрица планирования эксперимента

Номер эксперимента (модели)	Кодированное значение факторов		Натуральное значение факторов	
	радиус "выкружки" МПВ (R), мм X1	величина фаски паза (h) мм X2	радиус "выкружки" МПВ (R), мм X1	величина фаски паза (h), мм X2
1	– 1	– 1	0,6	0
2	0	– 1	0,9	0
3	+1	– 1	1,2	0
4	– 1	0	0,6	0,6
5	0	0	0,9	0,6
6	+1	0	1,2	0,6
7	– 1	+1	0,6	1,2
8	0	+1	0,9	1,2
9	+1	+1	1,2	1,2

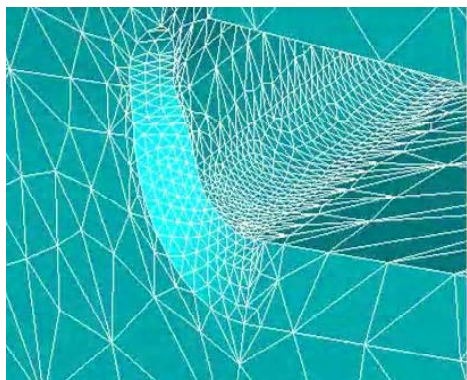


Рис. 3. Конечно-элементная модель фрагмента ободной части диска компрессора

Закрепление фрагмента выполняли по нижней поверхности полотна диска. Величина нагрузок соответствовала "взлетному" режиму работы двигателя. Были приложены следующие нагрузки:

- центробежные силы, приложенные ко всей модели (при числе оборотов 14800 мин^{-1});
- давление на МПВ от газовых сил потока, действующих на лопатку. Величина давления подобрана экспериментально, исходя из результатов тензометрирования диска компрессора в процессе натурных испытаний. Среднее значение напряжений в середине шейки МПВ составило 172 МПа ;
- давление на боковые поверхности МПВ от лопаток массой 4г – 160 МПа (рис. 4).

В зависимости от сочетания размеров геометрических элементов МПВ и паза диска, положение зоны максимальных напряжений изменялось, однако, во всех случаях оно находилось на контуре "выкружки" (рис. 5).

По результатам расчета были получены уравнения линейной (2) и полиномиальной модели второй степени (3), имеющих вид:

$$\sigma_{\text{екв}} = 1037 - 60,45 \cdot R - 15,87 \cdot h, \quad (2)$$

$$\sigma_{\text{екв}} = 1120 - 281,1 \cdot R + 119,4 \cdot R^2 + 114,9 \cdot h - 111,9 \cdot h^2, \quad (3)$$

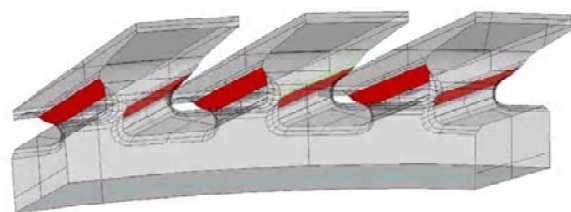


Рис. 4. Плоскости приложения нагрузки от действия центробежных сил лопаток

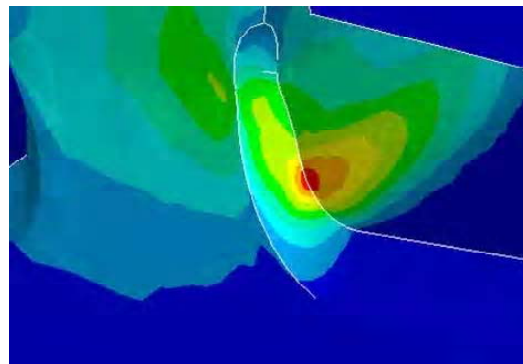


Рис. 5. Распределение эквивалентных напряжений в "выкружке" МПВ

где R и h – соответственно радиус "выкружки" МПВ и размер фаски паза, мм.

Полученные значения коэффициентов концентрации качественно совпадают со значениями, приведенными в работе [7], что свидетельствует об их корректности. В исследованном диапазоне изменения размеров фаски паза и радиуса "выкружки" МПВ наименьшее значение коэффициента концентрации наблюдается при максимальных значениях исследуемых величин (рис. 6). Наблюдаемая зависимость объясняется тем, что диапазон изменения геометрических параметров достаточно узок, в связи с чем эффект увеличения действующих

Таблица 6 – Расчетные значения функции отклика

Номер модели	Радиус "выкружки" МПВ (R), мм	Величина фаски паза (h), мм	Максимальное контурное напряжение в пазу диска $\sigma_{0\text{max}}$, МПа	Величина коэффициента концентрации напряжений K_σ
1	0,6	0	953	4,45
2	0,9	0	993	4,64
3	1,2	0	965	4,51
4	0,6	0,6	1040	4,86
5	0,9	0,6	962	4,50
6	1,2	0,6	995	4,65
7	0,6	1,2	1020	4,77
8	0,9	1,2	945	4,42
9	1,2	1,2	907	4,24

напряжений от утонения ножки МПВ не проявляется. Вероятно, при увеличении радиуса "выкружки" выше определенного предела коэффициент концентрации напряжений будет расти. Учитывая, что величины R и h соизмеримы между собой, из анализа зависимости (2) можно установить, что влияние "выкружки" на напряженное состояние паза в четыре раза больше, чем фаски.

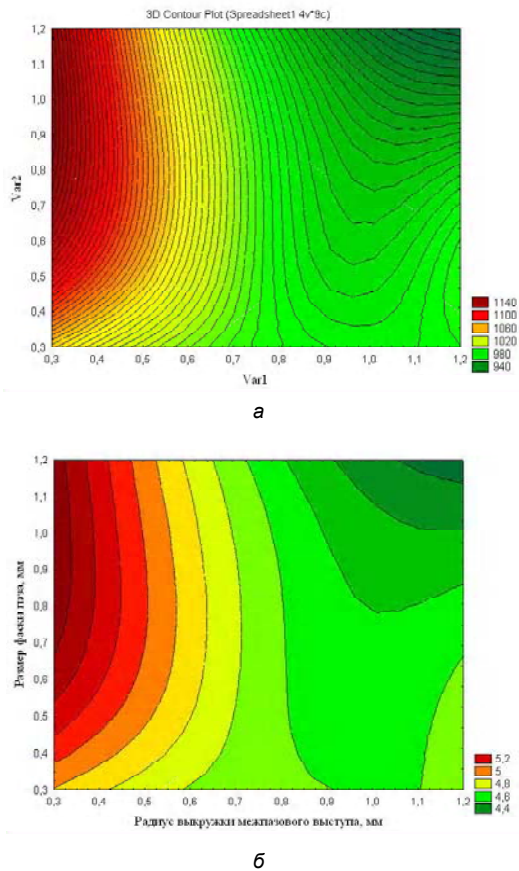


Рис. 6. Зависимость напряжений (а) и коэффициента концентрации (б) от геометрических параметров паза

Рассматривая совместно полученные результаты статистического анализа размеров геометрических элементов ободной части натурального диска компрессора и полученные модели их влияния на напряженное состояние, можно сделать вывод, что в пределах одного диска напряженность МПВ существенно различается. Так, в пределах одного диска имеются пазы, величина фаски "выкружки" которых составляет 0,4 мм и 0,8 мм (табл. 1), а величина фаски доньшка паза изменяется от 0,5 мм до 0,9 мм (табл. 2). Расчет величины действующ-

щих напряжений с использованием зависимости (3) показывает (рис. 6), что максимальное контурное напряжение в пазах одного диска может составлять от 980.....1020 МПа (при $R = 0,6$ мм; $h = 0,4$ мм) до 940.....980 МПа (при $R = 0,6$ мм; $h = 0,9$ мм). Таким образом, в пределах одного диска изготовленного по существующей технологии могут существовать пазы, контурное напряжение в которых различается на 40.....80 МПа, что превышает приращение предела выносливости ободной части дисков, полученное в работе [4] за счет применения деформационного упрочнения.

Выводы

1. Значительное рассеяние геометрических элементов паза диска типа "ласточкин хвост" (особенно радиуса "выкружки" МПВ) при их формообразовании ручным способом приводит к различию величины максимальных контурных напряжений в пределах одного диска до 40.....80 МПа. Для исключения случаев разрушения ободной части дисков компрессоров с пазами подобного типа необходимо стабилизировать размеры фаски и "выкружки" МПВ путем механизации технологии их формообразования.

2. Оптимальным сочетанием, в рассмотренном диапазоне, размера выкружки МПВ и фаски паза является их максимальное значение, соответствующее 1,2 мм.

3. Полученные в результате оптимизации значения радиуса "выкружки" и фаски паза позволяют снизить напряжения в основании МПВ на 130 МПа, что способствует повышению долговечности работы компрессора без увеличения массы диска и существенного изменения его конструкции.

Перечень ссылок

1. Исследование причин поломки межпазового выступа диска КВД // Технический отчет ЗМКБ "Прогресс" № М-41758, 1992. – 18 с.
2. Брагина Т.К., Ларичева Л.М. Исследование влияния эксплуатационных, конструктивных и технологических факторов на несущую способность дисков турбин и компрессоров ГТД. // Технический отчет ЦИАМ. – №7781. – 31 с.
3. Гончар Н.В., Ткаченко В.В., Прибора Т.И. Влияние технологии финишной обработки дисков компрессора с пазами типа "ласточкин хвост" на запас прочности при многоцикловом нагружении // Вісник двигунобудування. – 2004. – №4. – С. 152-155.
4. Гончар Н.В., Яценко В.К., Павленко Д.В. Выносливость ободной части дисков компрессоров из жаропрочного сплава ЭИ698-ВД в условиях рабочих температур // Вісник двигунобудування. – 2004. – №3. – С. 20-24.

5. Богуслаев В.А., Сахно А.Г., Яценко В.К., Гончар Н.В. Прогнозирование выносливости дисков компрессора из сплава ХН73МБТЮ-ВД / Проблемы прочности №4. – 1999, С. 125-131.
6. Олейник А.Г., Прибора Т.И., Тихомиров В.В. и др. Оптимизация геометрии рабочего колеса компрессора с применением расчетов МКЭ в трехмерной постановке // Вісник двигунобудування. – 2004. – №4. – С. 23-28.
7. Мавлютов Р.Р. Концентрация напряжений в элементах авиационных конструкций. М.: Наука, 1981. – 141 с.
8. Гончар Н.В., Ткаченко В.В., Павленко Д.В. и др. Статистический анализ факторов, определяющих характеристики выносливости дисков компрессора ГТД // Вісник двигунобудування. – 2004. – №1. – С. 67-71.
9. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. – М.: Машиностроение; София: Техника, 1980. – 304 с.

Поступила в редакцию 4.12.2006

Наведено результати статистичного аналізу геометричних параметрів пазів диску компресора типу "ластівчин хвіст" та математична модель їх впливу на напружений стан міжпазових виступів. Показано, що при виготовленні дисків компресорів за існуючої технології напруженість між пазових виступів у межах одного диска значно розрізняється. Встановлено оптимальне поєднання геометричних параметрів пазу.

Geometrical parameters of disk grooves of "dovetail" type compressor and the mathematical model of their influence on the intergrooving ledges stress are presented. It is found, that the intergrooving ledges stress within one disk differs essentially when disks are manufactured by available technology. The optimal combination of geometrical parameters of a groove is established.

УДК 621.789

А. С. Лавренко, Л. А. Варинская, В. И. Шмырко

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЕ ТЕРМОЦИКЛИРОВАНИЕ – СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ ЛОПАТОК ГТД С ЦЕЛЬЮ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИХ БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Приведены сведения о возможности повышения прочностных свойств лопаток ГТД, изготовленных из сложнолегированных никелевых сплавов, с помощью высокотемпературной термоциклической обработки.

Решение задач по обеспечению безопасной эксплуатации газовых турбин во многих случаях сопряжено с необходимостью улучшения надежности и долговечности отдельных элементов, лимитирующих их ресурс. К таким элементам современных ГТД относятся лопатки первых ступеней турбины, которые обычно изготавливают из сложнолегированных жаропрочных сплавов с использованием методов литья. При этом обязательной операцией является термическая обработка литых заготовок, цель которой – устранение ликвационной неоднородности в объеме отливок и формирование в структуре сплава выделений частиц упрочняющей γ' -фазы с необходимыми размерными параметрами. Обычно термическая обработка заключается в изотермической выдержке отливок при температуре гомогенизации и последующем охлаждении с заданной скоростью. Но в случае термообработки жаропрочных сплавов, в структуре которых присутствуют легкоплавкие эвтектики (например, ЖС6У, ВЖЛ-12У, ЗМИ-3, ЧС-70ВИ), достижение при гомогенизационной обработке температур полного растворения первичных выделений γ' -фазы недопустимо из-за возможности оплавления эвтектических выделений и неизбежного резкого ухудшения эксплуатационных характеристик литых деталей. В результате при практической термообработке подобных сплавов не удается полностью устранить структурную и ликвационную неоднородность в объеме отливок и обеспечить оптимальное сочетание необходимых прочностных и пластических характеристик.

Совместными исследованиями сотрудников ЗНТУ и предприятия ОАО "Мотор-Сич" был разработан [1, 2] промышленный способ высокотемпературной термоциклической обработки (ВТЦО) жаропрочных сплавов, который позволяет существенно ускорить процессы гомогенизации при температурах, не превышающих температуры оплавления легкоплавких эвтектик. Многочисленными лабораторными и промышленными экспериментами установлено, что применение способа ВТЦО позволяет в 2-3 раза сократить продолжительность процесса термической обработки отливок и обеспечить оптимальную микроструктуру сплавов (табл. 1), чего невозможно достичь при использовании стандартных изотермических режимов. Как следствие, повышаются уровни и стабильность таких механических характеристик, как кратковременная и длительная прочность, показатели пластичности (табл. 2-4).

На рисунке 1 приведены результаты высокотемпературных испытаний на усталость гладкошлифованных образцов из сплава ЧС-70ВИ. Из рисунка видно, что термоциклическая обработка позволяет увеличить сопротивление усталости сплава ЧС-70ВИ на 7-10 %. Аналогичные результаты были также получены при испытаниях образцов из сплава ВЖЛ-12У в лаборатории ИПП НАН Украины.

Таблица 1 – Структурные характеристики сплава ЗМИ-3

Способ гомогенизации	Температура (температурные интервалы), °С	Продолжительность обработки, час	Структурные характеристики γ' -фазы	
			Средний размер частиц, 10^{-7} м	Объемная доля, %
Изотермический	1180	1	3,5 10,7	40-43 5-7
Термоциклический	1160-1180	1	1,9	62

Таблица 2 – Результаты кратковременных испытаний образцов из сплава ВЖЛ-12У

Температура испытаний, °С	Предел прочности, МПа	Относительное удлинение, %	Относительное сужение, %
20	1025-985	9,0-5,0	10,0-7,0
	1055-995	9,6-8,7	8,6-7,3
975	830-703	8,0-2,8	4,3-2,5
	811-773	10,0-7,5	14,6-11,6

Примечание. В числителе значения после стандартной изотермической обработки, в знаменателе – после ВТЦО.

Таблица 3 – Результаты длительных испытаний образцов из сплава ВЖЛ-12У

Температура испытаний, °С	Нагрузка, МПа	Время до разрушения, час	Относительное удлинение, %	Относительное сужение, %
850	400	234-180	4,0-3,6	4,8-3,8
		271-186	4,8-4,0	7,3-4,7
975	200	86-65	4,6-4,0	7,0-6,4
		86-71	4,8-4,3	7,3-6,4

Примечание. В числителе значения после стандартной термообработки, в знаменателе – после ВТЦО.

Таблица 4 – Механические свойства образцов сплава ВЖЛ-12У. Испытания при 20 °С

Способ гомогенизации	Предел прочности, МПа	Относительное удлинение, %	Относительное поперечное сужение, %
Изотермический, в течение 4 час	973	4,0	10,3
ВТЦО, 1 час	979	8,0	15,4
ВТЦО, 2 час	969	6,8	13,8

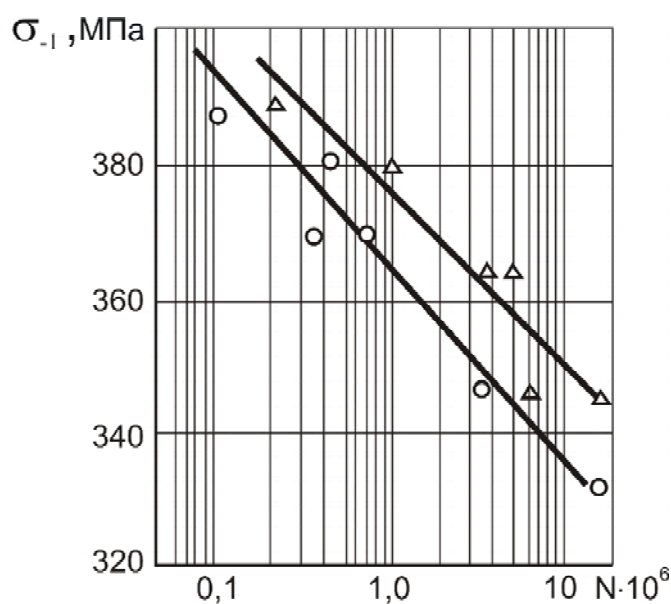


Рис. 1. Кривые усталости образцов из сплава ЧС-70ВИ, испытанных при $T = 850$ °С:

о – после стандартной термической обработки; Δ – после ВТЦО

Усталостные испытания лопаток ГТД из сплавов ВЖЛ-12У и ЧС-70ВИ в лабораториях промышленных предприятий позволили установить, что предел выносливости лопаток, подвергнутых ВТЦО, на 8-10 % выше, чем после термообработки по режимам серийного производства.

Расчет экономической выгоды с использованием относительных показателей повышения надежности позволяет установить, что при 10 % роста значений полного ресурса лопатки и ее безотказной работы экономия общих затрат составит 15-18 %. Учитывая суммы текущих годовых издержек при производстве лопаток из жаропрочных дорогостоящих сплавов, экономия для предприятия составит десятки тысяч гривен.

Таким образом, применение высокотемпературной термоциклической обработки для сложнолегированных жаропрочных сплавов дает возможность повысить показатели их прочностных характе-

тик, снизить трудозатраты на изготовление и ремонт двигателей, а также повысить надежность и безопасность функционирования ГТД.

Перечень ссылок

1. А.с. 1455758 СССР. Способ термической обработки литых сложнолегированных никелевых сплавов / Коваль А.Д., Омельченко В.В., Лавренко А.С. и др. Оpubл. 1989-ДСП.
2. Варинська Л.А. Оцінка економічної доцільності поновленої термічної обробки конструкцій з литих високолегованих жароміцних сплавів// Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 1999. – №1. – С. 52-53.

Поступила в редакцию 13.02.2007

Наведено відомості про можливість підвищення характеристик міцності лопаток ГТД, виготовлених із складнолегованих нікелевих сплавів, за допомогою високотемпературної циклічної обробки.

Some information on potentialities to improve the strength characteristics of GTE blades made from complex alloyed nickel alloys using high temperature thermocyclic treatment is stated.

УДК 62-531.7:621.914

А. Я. Качан, Ю. Н. Внуков, Д. В. Павленко, Г. В. Карась, С. В. Мозговой

ОСОБЕННОСТИ КОЛЕБАНИЙ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ СТРОЧНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Приводятся результаты исследования вибрации консольно закрепленной, нежесткой пластины из титанового сплава BT3-1 в процессе высокоскоростного фрезерования концевой фрезой с различными режимами. Установлено, что частота колебаний определяется собственными частотами колебаний пластины и в исследованном диапазоне не зависит от режимов обработки.

Высокоскоростное строчное фрезерование, как один из наиболее прогрессивных, а в некоторых случаях и единственно возможный из способов формообразования сложнопрофильных, тонкостенных деталей газотурбинных двигателей, в последнее время находит широкое применение в авиадвигателестроении и других отраслях машиностроения. Отличительными особенностями финишного высокоскоростного резания являются малая толщина среза и невысокая температура обработанной поверхности, что способствует снижению величины сил резания и, как следствие, повышению точности обработки [1], а также формированию в поверхностном слое благоприятных сжимающих остаточных напряжений [2].

Одним из наиболее существенных факторов, ограничивающих применение высокоскоростного фрезерования нежестких, сложнопрофильных и тонкостенных деталей является вибрация, возникающая в зоне обработки. Наиболее характерными представителями деталей данной группы в авиадвигателестроении могут служить как отдельные лопатки, так и лопатки широкохордных моноколес компрессоров и турбин, пресс-формы, закрытые крыльчатки насосов и ряд других деталей. Вибрация обрабатываемой детали и фрезы, обычно имеющей значительный вылет, существенно снижает качество обработанной поверхности и приводит к быстрому износу режущих кромок инструмента. Вследствие появления нежелательной вибрации формообразование многих деталей на современных высокоскоростных обрабатывающих центрах не может являться финишной операцией обработки и требует последующей доводки. Доводка сложнопрофильных поверхностей выполняется абразивными инструментами вручную и в отдельных случаях может составлять до 60 % всей трудоемкости технологического процесса обработки, а также приводит к искажению формы поверхности и формированию неблагоприятных характеристик поверхностного слоя [2]. В связи с этим, с улучшением параметров качества обрабатываемых поверхностей на этапе финишного фрезерования, в частно-

сти, точности и шероховатости, исключается их последующая ручная доводка. Поэтому задача снижения уровня вибраций системы СПИД при финишном высокоскоростном фрезеровании нежестких деталей в настоящее время является актуальной.

В промышленности применяют различные методы снижения уровня вибраций в процессе механической обработки. Наиболее распространенными из них является демпфирование колебаний обрабатываемых деталей за счет применения искусственных демпферов. Демпферы, в виде резиновых вставок или пластичной массы, заполняющей пространство между обрабатываемыми поверхностями, широко используют при обработке лопаток моноколес. Например, фирмой HERMILE для устранения вибраций при чистовой обработке лопаток блиска все межлопаточное пространство заливается специальной парафиновой композицией, обладающей достаточной эластичностью, необходимой для гашения вибраций (рис. 1).

Несмотря на простоту и широкое распространения этого метода гашения вибраций, он имеет ряд существенных недостатков. Наиболее существенным из них является невозможность его использования при фрезеровании отдельных нежестких деталей типа пластин, съемных лопаток компрессора, тонких стенок пресс-форм.

Другим направлением снижения интенсивности вибраций является совершенствование конструкции режущего инструмента. Для увеличения демпфирующей способности длинных фрез в их конструкции применяют специальные вставки. Корпус таких фрез снабжен продольным пазом, в который помещается вставка из упругого материала, например из резины. Данная конструкция концевой фрезы помимо снижения трудоемкости ее изготовления за счет упрощения элементов конструкции, по сравнению с известными вариантами, позволяет еще и, в силу демпфирующей способности вставки, уменьшать амплитуду вынужденных колебаний режущей кромки и, вследствие этого, снижать шероховатость обрабатываемой поверхности.



а



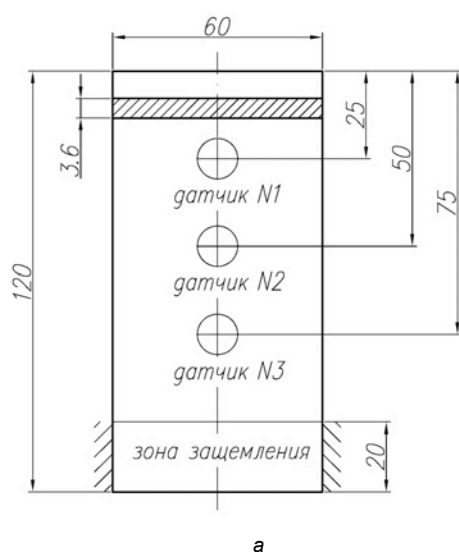
б

Рис. 1. Блиск компрессора авиационного двигателя до обработки (а) и после чистового фрезерования лопаток на обрабатывающем центре фирмы HERMILE (б)

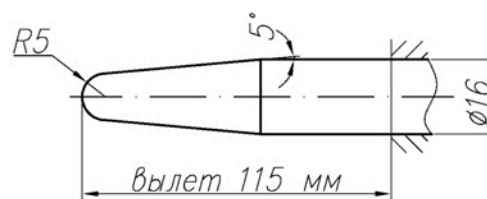
Прогрессивным, но менее исследованным, является направление снижения интенсивности вибраций в процессе высокоскоростного резания путем варьирования режимами обработки. Это направление является наиболее наукоемким и требует для практической реализации разработки адекватных, многофакторных математических моделей вибрации, с целью динамической оптимизации режимов обработки в зависимости от внешних условий. В ряде работ [3-5 и др.] предлагаются методики оценки зон стабильной обработки нежестких деталей с целью исключения явления их самопроизвольной, неустойчивой вибрации. Недостатком данных и существующих аналогичных работ является борьба с самопроизвольными вибрациями (в англоязычной литературе называемыми "chatter"), в то время как проблеме снижения интенсивности вынужденных колебаний, характерных для фрезерования, уделяется незначительное внимание.

Целью настоящей работы являлось установление закономерностей колебаний нежестких деталей при высокоскоростном строчном фрезеровании концевыми фрезами.

Экспериментальное исследование вибраций консольно защемленной нежесткой пластины осуществляли на пяти-координатном станке фирмы "LIECHTI" TURBOBLISK-1500 с ЧПУ Sinumerik-840D. Материал пластины – титановый сплав BT3-1. Для измерения уровня вибраций в процессе фрезерования пластина предварительно была препарирована пьезоэлектрическими датчиками. Геометрия пластины и схема установки вибродатчиков показана на рис. 2, а. Общий вид препарированной вибродатчиками пластины и элементов станочного приспособления показан на рис. 3.



а



б

Рис. 2. Схемы консольно защемленной пластины, препарированной вибродатчиками (а), и фрезы для чистового фрезерования (б)



Рис. 3. Общий вид приспособления и пластины, препарированной вибродатчиками

Чистовое фрезерование выполняли концевой сферической фрезой с параметрами: $R = 5$ мм; угол конуса – 5° ; число зубьев – 6 (рис. 2, б), – в трех зонах пластины: периферийной, наиболее удаленной от защемления (зона №1), в средней части пластины (зона № 2) и вблизи защемления (зона № 3) (рис. 2, а). Схема фрезерования пластины показана на рис. 4.

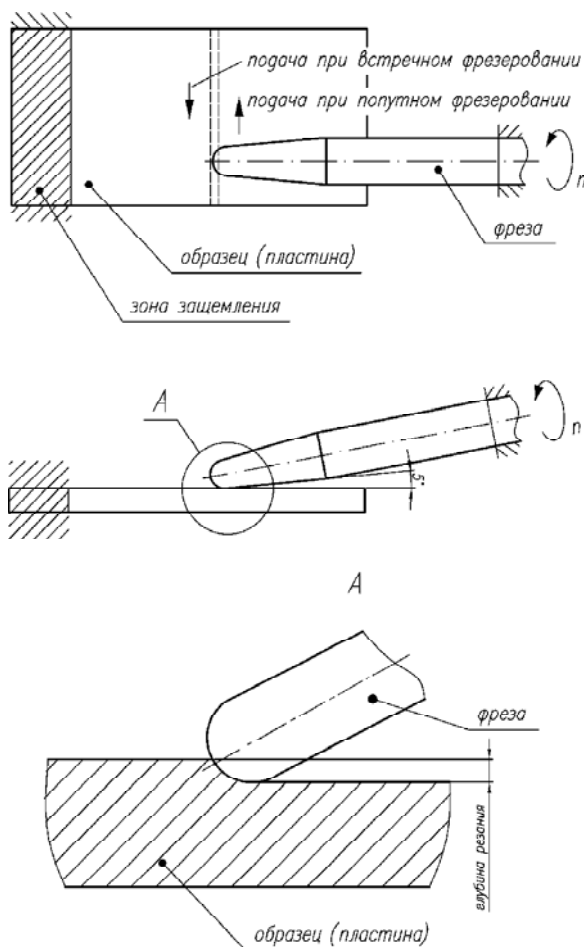


Рис. 4. Схема высокоскоростного чистового фрезерования пластины

В процессе обработки осуществляли непрерывную запись показаний вибродатчиков. В каждой из исследованных зон было реализовано 9 различных режимов фрезерования, согласно разработанному плану эксперимента (табл. 1). На каждом из режимов осуществляли обработку при попутном и встречном фрезеровании при глубине резания 0,1 мм и 0,03 мм.

Фрезерование наиболее удаленной от защемления части пластины зоны реализовать не удалось из-за значительной амплитуды колебаний, и, как следствие, повреждения режущих кромок фрезы.

По виброграммам колебаний определяли минимальное и максимальное значение виброускорения, фиксируемое каждым из датчиков. Полученные данные статистически обрабатывали с целью определения среднего значения виброускорения в зависимости от режима и схемы фрезерования, а также глубины резания. Виброграммы, записанные для каждого из режимов, и протоколы их обработки для глубины резания 0,1 мм приведены в табл. 1.

Уровень сигнала, записанного при фрезеровании пластины в зоне № 3 (вблизи зажатой части пластины), соизмерим с уровнем фона, в результате чего полученные результаты для зоны № 3 оказались статистически незначимыми и не могут быть использованы для дальнейшей интерпретации полученных результатов.

Общий вид поверхности пластины после высокоскоростного фрезерования показан на рисунке 5.

Величина микронеровностей поверхности зависела от места удаления зоны обработки от зажатия. Минимальная шероховатость поверхности наблюдалась для зоны № 3 (вблизи зажатия) в то время как часть пластины, наиболее удаленная от зоны зажатия (зона № 1), характеризовалась максимальной величиной микронеровностей (рис. 5).

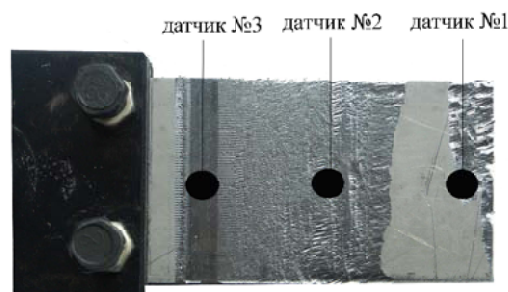


Рис. 5. Поверхность пластины после высокоскоростного чистового фрезерования

Таблица 1 – Режимы фрезерования и виброграммы колебаний пластины при глубине резания $t = 0,1$ мм

№ режима	$X1$	$X2$	$X3$	$X4$	попутное фрезерование			встречное фрезерование		
	v , м/мин	n , об/мин	S_z , мм/зуб	S , мм/мин	датчик 1	датчик 2	датчик 3	датчик 1	датчик 2	датчик 3
1	345	1100	0,06	3960						
2	220	7000	0,06	2520						
3	470	15000	0,06	5400						
4	220	7000	0,03	1260						
5	345	11000	0,03	1980						
6	470	15000	0,03	2700						
7	470	15000	0,09	8100						
8	345	11000	0,09	5940						
9	220	7000	0,09	3780						

С целью определения частот и форм собственных колебаний защемленной пластины, был проведен модальный анализ методом конечных элементов. При расчете использовали блочный метод Ланцоша (Block Lanczos). Демпфирование колебаний на этапе выполнения модального анализа не учитывали. Определяли первые шесть собственных формы колебаний пластины и соответствующие им частоты. Частотный диапазон анализа выбирали таким образом, чтобы он охватывал частоту исследуемых форм колебаний пластины. Расчетные значения собственных частот первых шести форм колебаний составили 304, 1084, 1880, 3615, 3951 и 5150 Гц соответственно.

На рисунках 6-8 показаны спектры колебаний,

зафиксированные при высокоскоростном фрезеровании пластины с различными режимами каждым из датчиков. Спектральный анализ виброграмм выполняли методом быстрого преобразования Фурье. Предполагая, что основной возмущающей силой является сила резания, возникающая от каждого отдельного зуба фрезы, частоту возмущающей силы определяли по формуле:

$$f = \frac{n \cdot z}{60}, \text{ Гц}, \quad (1)$$

где n – число оборотов шпинделя станка, об/мин;
 z – число зубьев фрезы.

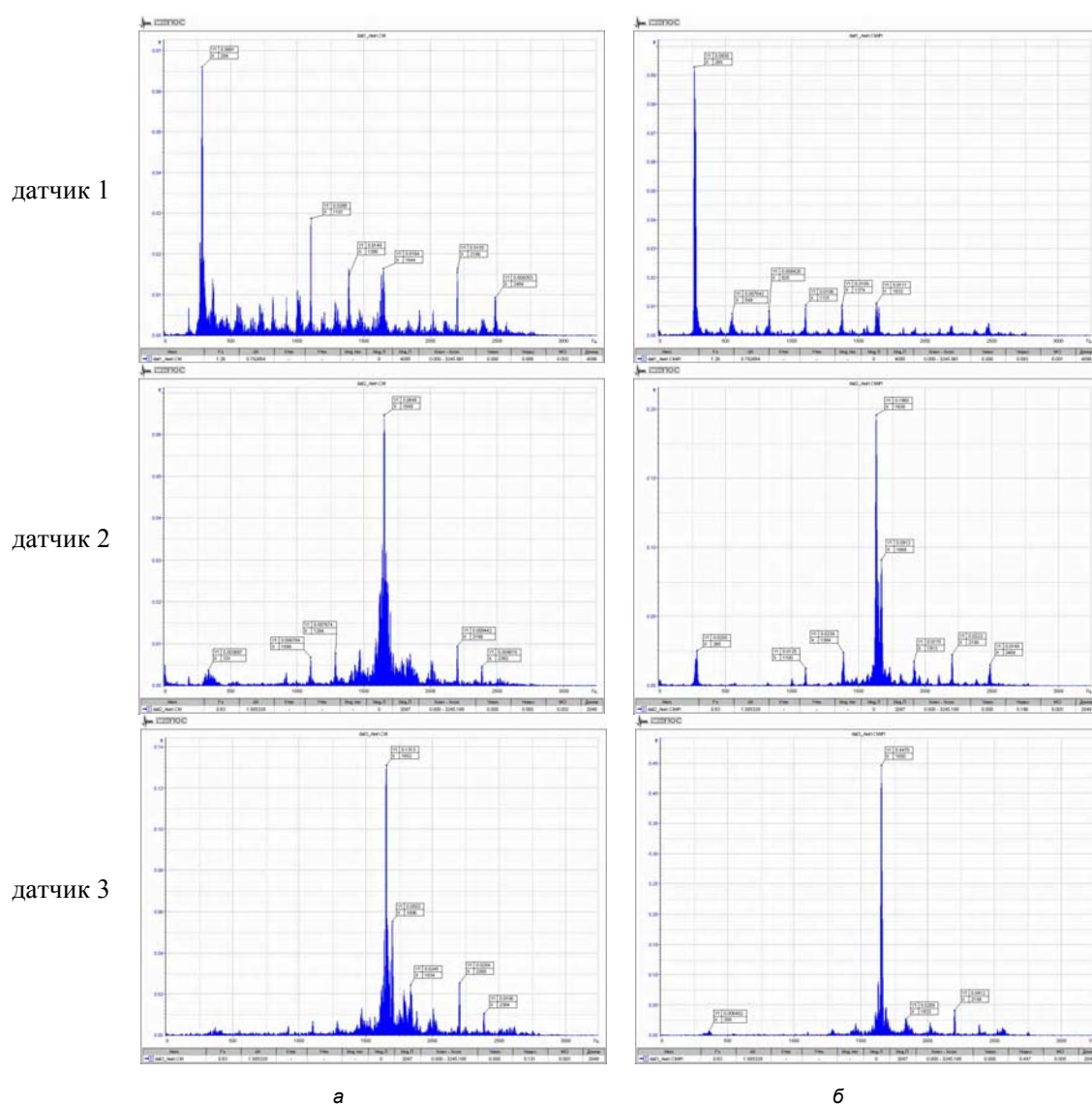


Рис. 6. Частотный спектр колебаний пластины (интенсивность, ед g – частота, Гц) при фрезеровании по режиму ($n = 7000$ об/мин ($f = 700$ Гц); $S = 2520$ мм/мин; $t = 0,1$ мм):

а – попутное фрезерование; б – встречное фрезерование

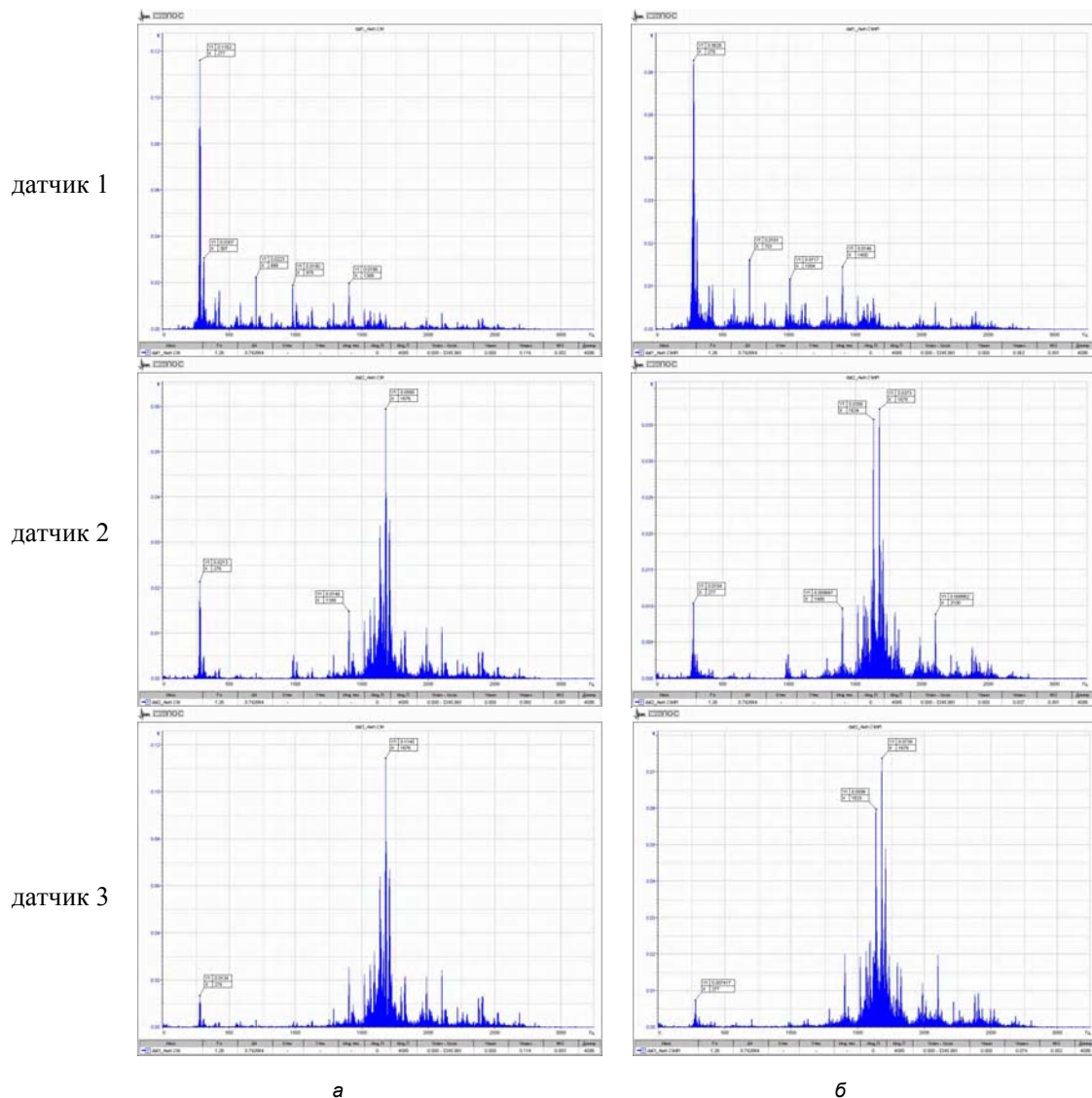


Рис. 7. Частотный спектр колебаний пластины (интенсивность, ед g – частота, Гц) при фрезеровании по режиму ($n = 11000$ об/мин ($f = 1100$ Гц); $S = 1918$ мм/мин; $t = 0,1$ мм):

а – попутное фрезерование; б – встречное фрезерование

Совместный анализ результатов модального анализа и экспериментального исследования спектра частот колебаний пластины в процессе высокоскоростного строчного фрезерования показал, что независимо от режимов и направления обработки, колебания пластины происходят по собственным формам и соответствующим им частотам. Такой характер вибраций в процессе высокоскоростного фрезерования плохо согласуется с известными закономерностями колебаний деталей при фрезеровании с традиционными скоростями резания. Так, известно, что доминирующая частота вынужденных колебаний обрабатываемой детали в процессе фрезерования определяется частотой возмущающей силы и зависит от числа оборотов шпинделя и количества режущих кромок фрезы (1).

Для теоретического обоснования полученных

экспериментальных данных необходимо рассмотреть время действия импульса силы в процессе резания в совокупности с результатами модального анализа пластины. Исходя из геометрии резания концевой фрезой, время взаимодействия режущей кромки фрезы с деталью (время резания) зависит от частоты оборотов шпинделя, количества режущих кромок, глубины резания, диаметра фрезы и может быть определено по формуле:

$$\tau = 30 \arccos \left(\frac{R-t}{R} \right) \cdot (\pi \cdot n)^{-1}, \text{ с}, \quad (2)$$

где R – радиус фрезы, мм;

t – глубина резания, мм;

n – частота вращения шпинделя станка, об/мин.

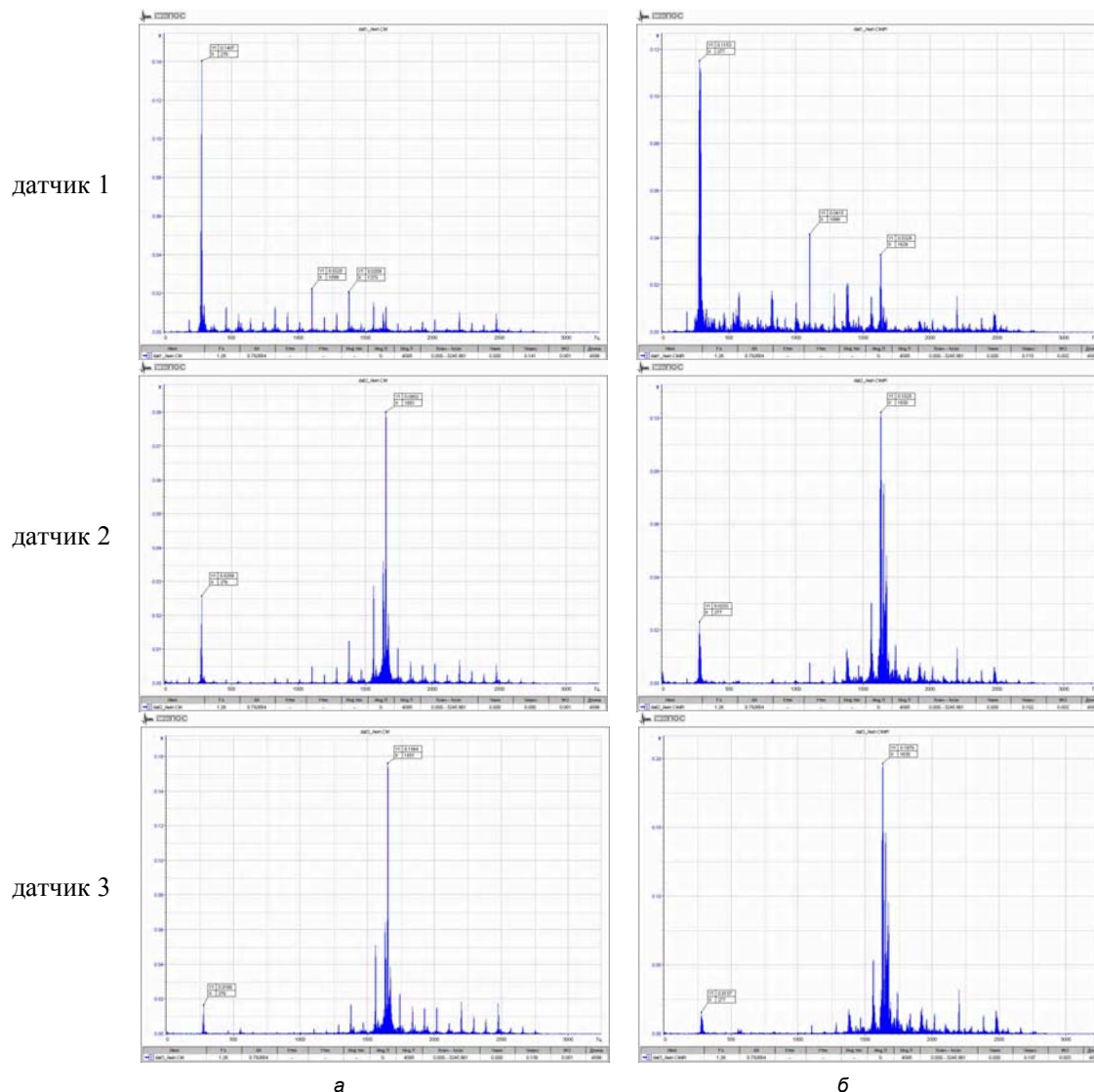


Рис. 8. Частотный спектр колебаний пластины (интенсивность, ед g – частота, Гц) при фрезеровании по режиму ($n = 15000$ об/мин ($f = 1500$ Гц); $S = 2700$ мм/мин; $t = 0,1$ мм):

а – попутное фрезерование; б – встречное фрезерование

Расчет по формуле (2) показывает, что при чистовом фрезеровании пластины (рис. 2) с традиционной скоростью резания (диаметр фрезы 35 мм, глубина резания 0,1 мм, частота вращения шпинделя станка 125 об/мин), величина времени резания для каждого зуба составляет $7,69 \cdot 10^{-3}$ с. Для случая высокоскоростного фрезерования пластины в исследованном диапазоне режимов время резания составляет $2,7 \cdot 10^{-4}$ $1,3 \cdot 10^{-4}$ с. При этом период собственных колебаний пластины по первой изгибной форме при частоте 304 Гц составляет $3,3 \cdot 10^{-3}$ с.

Так, как для случая фрезерования с традиционной скоростью резания период собственных колебаний пластины меньше времени резания, частота вынужденных колебаний будет соответствовать

частоте возмущающей силы. Для случая высокоскоростного фрезерования величина времени резания на порядок меньше периода собственных колебаний пластины. При этом возмущающая сила действует на пластину в течение очень короткого времени (по сравнению с периодом собственных колебаний) и, согласно критерию А.Н. Крылова [6], ее действие может быть представлено мгновенным импульсом.

Рассматривая результаты экспериментального исследования вибрации нежесткой пластины в процессе высокоскоростного фрезерования и приведенные выше теоретические выкладки можно утверждать, что механизм возникновения вибраций в случае высокоскоростного фрезерования принципиально отличается от механизма возникнове-

ния вибраций при фрезеровании с традиционными скоростями резания. Механизм возникновения вибраций определяется соотношением периода собственных колебаний обрабатываемой детали и величины времени резания каждого из зубьев фрезы. В случае, если период собственных колебаний детали меньше или соизмерим с величиной времени резания, колебания происходят с частотой определяемой возмущающей силой резания от каждого зуба фрезы (1). В случае, когда период собственных колебаний детали больше величины времени резания – частота колебаний обрабатываемых нежестких деталей в процессе резания определяется собственными частотами детали. В математической форме указанное условие может быть записано в виде:

Если $T < \tau$ – частота колебаний определяется частотой возмущающей силы;

Если $T > \tau$ – частота колебаний определяется собственными частотами детали,

где T – период собственных колебаний детали, с;

τ – время взаимодействия зубьев фрезы с деталью (время резания).

Дополнительным источником возбуждения колебаний при высокоскоростной обработке могут являться гармоники негармонических, периодических сил, возникающих в процессе резания, частота которых не превышает первую собственную частоту колебаний. Для устранения таких источников возбуждения колебаний и снижения их интенсивности необходимо выполнить классификацию всех усилий, возникающих в процессе фрезерования и определить их частотную область. Такими усилиями являются силы, возникающие от динамической неуравновешенности фрезы, биения в результате

погрешности установки фрезы в оправке, а также от неравномерности заточки и износа режущих кромок.

Перечень ссылок

1. Богуслаев А.В., Качан А.Я., Карась В.П. Высокоскоростное финишное фрезерование лопаток моноколес // Вісник двигунобудування. – 2002. – №1. – С. 110-111.
2. Павленко Д.В., Кондратюк Э.В., Яценко В.К. и др. Формирование характеристик поверхностного слоя лопаток центробежного колеса компрессора при механической обработке // Вісник двигунобудування. – 2003. – №1. – С. 125-133.
3. S. Smith, D. Dvorak Tool path strategies for high speed milling aluminum workpieces with thin webs // Mechatronics – 1998. – №8 – P. 291-300.
4. E. Budak_Analytical models for high performance milling. Part II: Process dynamics and stability // International Journal of Machine Tools & Manufacture 2006. – №46 P. 1489-1499.
5. E. Solis, C.R. Peres, J.E. Jimernez, J.R. Alique, J.C. Monje. A new analytical-experimental method for the identification of stability lobes in high-speed milling // International Journal of Machine Tools & Manufacture – 2004. – №44. – P. 1591-1597.
6. Пановко Я.Г., Губанова И.И. Устойчивость и колебания упругих систем. – М.: Наука, – 1967. – 420 с.

Поступила в редакцию 06.02.2007

Наведено результати досліджень вібрації консольно закріпленої, нежорсткої пластини з титанового сплаву ВТЗ-1 під час високошвидкісного фрезерування кінцевою фрезою з різними режимами. Встановлено, що частота коливань визначається власними частотами коливань пластини та у дослідженому діапазоні не залежить від режимів обробки.

Presented are the results of research on vibration of cantilever fixed, non-rigid plate of titanium alloy ВТЗ-1 in a high speed milling by a shank cutter with different modes. It was found that oscillation frequency is determined by plate's own frequency oscillations and it doesn't depend upon machining modes in a range being researched.

УДК 621.45:62-253.5

О. Н. Бабенко, Д. В. Павленко, Е. Я. Корневский

СНИЖЕНИЕ УРОВНЯ ПЕРЕМЕННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В МАТЕРИАЛЕ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ ПРИ НАЛИЧИИ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ

Приведены результаты исследования величины дисбаланса, вносимого лопатками компрессора при их расстановке в пазы диска, по массе и статическим моментам. Показано, что для лопаток, формообразование которых выполнено вальцеванием, возможным является и подбор и расстановка в пазы диска по массе.

Проблема снижения уровня вибраций машин является одной из актуальных в машиностроении, что связано с возникновением в процессе вибраций переменных напряжений в материале деталей и, как следствие, их разрушение от усталости [1]. Особенно актуальной данная проблема является для авиационных газотурбинных двигателей. Это связано, в первую очередь, с высокими частотами вращения роторов на взлетном режиме работы, а также с высокими требованиями к их надежности. Так, частота вращения роторов компрессора и турбины авиационных двигателей пятого поколения достигает 30.....40 тыс. оборотов в минуту. Увеличение частоты вращения сопровождается снижением габаритов и массы двигателя, но влечет за собой ужесточение требований к сборке и уравниванию его роторов и их отдельных составляющих.

Для устранения резонансных явлений рабочие лопатки компрессоров и турбин подвергают частотному контролю и регулированию по опасным формам собственных колебаний. И тем не менее, в большинстве случаев – 35.....40 %, разрушение лопаток в условиях эксплуатации носит чисто усталостный характер, что свидетельствует о высоком уровне переменных напряжений, возникающих в материале пера от вибраций.

На 10.....15 % газотурбинных двигателей, подвергающихся предъявительским испытаниям, фиксируют повышенный уровень вибраций вследствие наличия "упругого дисбаланса" роторов компрессора. Устранение упругого дисбаланса повышением точности балансировки элементов конструкции и ротора в целом приводит к увеличению трудоемкости производства, но в большинстве случаев не достигает цели.

Перспективным, и наиболее приемлемым для производства, методом устранения упругого дисбаланса является взаимокompенсация факторов, вызывающих его появление на этапе сборки ротора компрессора. При этом, в качестве окончательного регулировочного звена целесообразно исполь-

зовать рабочие лопатки.

В связи с этим, были проведены исследования, цель которых заключалась в разработке методики подбора и расстановки лопаток в диски компрессора, обеспечивающей минимальную величину вносимого дисбаланса и равномерную нагрузку от центробежных сил лопаток по окружности диска, а также взаимокompенсацию факторов, определяющих окончательный дисбаланс ступени компрессора.

Объект исследования – первая ступень компрессора низкого давления газотурбинного двигателя Д-36. Количество рабочих лопаток в ступени 35 штук, изготовленных по серийной технологии с формообразованием пера вальцеванием. В задачу исследования входили апробация методики и внедрение ее в производство.

Для сравнения, расстановку лопаток выполняли по статическим (весовым) моментам и по массе в системе координат условного диска, первый паз которого совпадал с положительным направлением оси "Y". Угол между пазами составлял 10, 2857 ° или 10 °17'; нумерация пазов – по часовой стрелке.

Нумерацию лопаток выполняли по убыванию статического (весового) момента, начиная с наибольшего – 940 г·см, и заканчивая наименьшим в комплекте – 724 г·см.

Статические моменты лопаток определяли на серийном приспособлении типа рычажных весов (рис. 1) по отклонению от нулевого положения-равновесия, соответствующего известному статическому моменту эталонной лопатки – 820 г·см, на плече, равном расстоянию от дна паза типа "ласточкин хвост" до оси вращения диска. Цена деления приспособления составляла 2 г·см. Взвешивание лопаток данного комплекта производили на аналитических весах АДВ-200 с точностью 0,0001 г.



Рис. 1. Приспособление для определения статических моментов лопаток

Максимальную массу – 82,6962 г, имела 35-я лопатка, а минимальную – 81,1052 г, 1-я лопатка при нумерации их по убыванию статического момента.

При расстановке по статическим моментам для внесения минимального дисбаланса в колесо ступени и обеспечения равномерного распределения нагрузки от центробежных сил лопаток по окружности диска, лопатки, расположенные в i -м и диаметрально противоположном пазе, имели минимальную разницу статических моментов, т.е. были соседними в убывающем ряду. Одновременно осуществлялось чередование пар "тяжелых" и "легких" лопаток при установке их в соседние пазы диска, начиная с первой до последней пары. Таким образом устанавливали i -ю и $(i+1)$ -ю лопатки. К примеру – 1-ю и 2-ю самые тяжелые лопатки устанавливали в 1-й и 18-й паз, затем 35-ю и 34-ю самые легкие лопатки – в соседние 2-й и 19-й паз соответственно.

Побор и расстановку лопаток "по массе" производили аналогичным образом. При этом величину

вносимого дисбаланса в неуравновешенность ступени определяли по замеренным статическим моментам. Результаты измерения масс, статических моментов, а также данных для определения величины вносимого дисбаланса при расстановке лопаток каждым из рассматриваемых способов приведены в табл. 1 и 2.

По данным измерений и угловому расположению лопаток в диске определяли составляющие суммарных векторов вносимого дисбаланса $\bar{D}_y$ и $\bar{D}_x$ в направлении осей принятой системы координат по формулам:

$$\bar{D}_y = \sum_{i=1}^n \bar{D}_i \cdot \cos \alpha_i;$$

$$\bar{D}_x = \sum_{i=1}^n \bar{D}_i \cdot \sin \alpha_i,$$

где $\bar{D}_i$ – дисбаланс (статический момент) i -й лопатки, г·см;

α_i – угловое расположение i -го паза в градусах в принятой системе координат;

$\bar{D}_i \cdot \cos \alpha_i$ и $\bar{D}_i \cdot \sin \alpha_i$ – составляющие дисбаланса вносимого i -й лопаткой, г·см.

Величину суммарного вектора дисбаланса при расстановке лопаток по массе и статическим моментам определяли по формуле

$$\bar{D}_\Sigma = \sqrt{(\bar{D}_y)^2 + (\bar{D}_x)^2}.$$

Результаты расчетов приведены в табл. 3 и показаны на рис. 2.

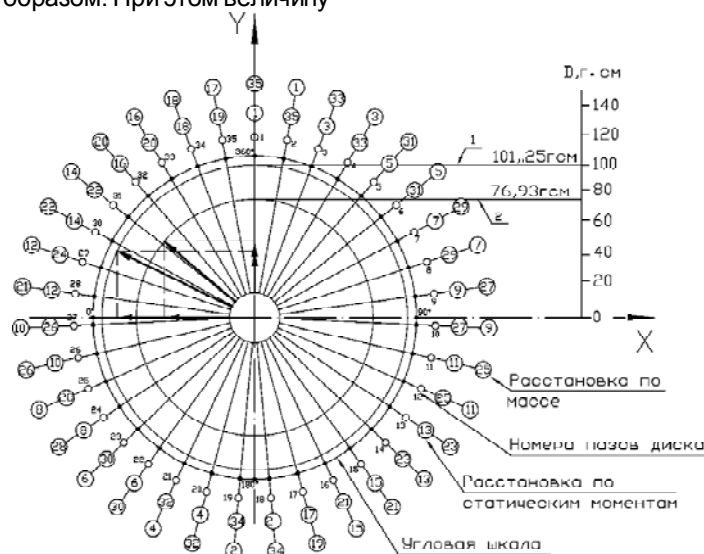


Рис. 2. Схема расстановки лопаток в пазы диска по массе и статическим моментам:

1 – результирующий вектор вносимого дисбаланса при расстановке лопаток по массе;

2 – результирующий вектор вносимого дисбаланса при расстановке лопаток по статическим моментам

Таблица 1 – Исходные данные для определения вносимого дисбаланса в ступень компрессора при расстановке лопаток в пазы диска по статическим моментам

№ паза	№ лопатки	Статический момент лопаток, г·см	Масса лопаток, г	Угловое расположение паза, α	cosa	sina	D·cosa	D·sina
1	1	940	81,1052	0,00	1,0000	0,0000	940,00	0,00
2	35	724	81,1979	10,29	0,9839	0,1788	712,34	129,45
3	3	928	81,2046	20,57	0,9363	0,3513	868,89	326,01
4	33	756	81,2145	30,86	0,8584	0,5130	648,95	387,83
5	5	848	81,2546	41,14	0,7532	0,6578	638,71	557,81
6	31	760	81,3457	51,43	0,6234	0,7819	473,78	594,24
7	7	780	81,5238	61,71	0,4738	0,8806	369,56	686,87
8	29	760	81,5486	72,00	0,3090	0,9511	234,84	722,84
9	9	780	81,6652	82,29	0,1343	0,9910	104,75	772,98
10	27	760	81,6815	92,57	0,0448	-0,9990	34,05	-759,24
11	11	780	81,6973	102,86	0,2227	-0,9749	173,71	-760,42
12	25	760	81,7591	113,14	0,3928	-0,9196	298,53	-698,90
13	13	777	81,8347	123,43	0,5510	-0,8345	428,13	-648,41
14	23	764	81,8521	133,71	0,6911	-0,7228	528,00	-552,22
15	15	772	81,9999	144,00	0,8090	-0,5878	624,55	-453,78
16	21	768	82,0401	154,28	0,9010	-0,4340	691,97	-333,31
17	17	772	82,1336	164,57	0,9638	-0,2666	744,05	-205,82
18	2	932	82,1865	174,86	0,9960	-0,0898	928,27	-83,69
19	34	752	82,2524	185,14	-0,9960	-0,0898	-748,99	-67,53
20	4	864	82,2974	195,43	-0,9639	-0,2662	-832,81	-230,00
21	32	756	82,3185	205,71	-0,9011	-0,4337	-681,23	-327,88
22	6	820	82,3712	216,00	-0,8090	-0,5878	-663,38	-482,00
23	30	760	82,4272	226,29	-0,6911	-0,7228	-525,24	-549,33
24	8	780	82,4629	236,57	-0,5510	-0,8345	-429,78	-650,91
25	28	760	82,4987	246,86	-0,3928	-0,9196	-298,53	-698,90
26	10	780	82,5124	257,14	-0,2227	-0,9749	-173,71	-760,42
27	26	760	82,5324	267,43	-0,0448	-0,9990	-34,05	-759,24
28	12	780	82,5478	277,71	-0,1302	0,9914	-101,56	773,29
29	24	764	82,5741	288,00	-0,3090	0,9511	-236,08	726,64
30	14	776	82,5964	298,29	-0,4726	0,8813	-366,74	683,89
31	22	764	82,6165	308,57	-0,6234	0,7819	-476,28	597,37
32	16	772	82,6515	318,86	-0,7532	0,6578	-581,47	507,82
33	20	768	82,6708	329,14	-0,8585	0,5130	-659,33	393,98
34	18	772	82,6715	339,43	-0,9363	0,3513	-722,82	271,20
35	19	770	82,6966	349,71	-0,9839	0,1778	-757,60	136,91

Таблица 2 – Исходные данные для определения вносимого дисбаланса в ступень компрессора при расстановке лопаток в пазы диска по массе

№ паза	№ лопатки	Масса лопаток, г	Статический момент лопаток, г·см	Угловое расположение паза, α	cosa	sina	D-cosa	D-sina
1	35	82,6966	724	0,00	1,0000	0,000	724,00	0,00
2	1	81,1052	940	10,29	0,9839	0,1788	924,87	168,07
3	33	82,6708	756	20,57	0,9363	0,3513	707,84	265,58
4	3	81,2046	928	30,86	0,8584	0,5130	796,60	476,06
5	31	82,6145	760	41,14	0,7532	0,6578	572,43	499,93
6	5	81,2546	848	51,43	0,6234	0,7819	528,64	663,05
7	29	82,5741	760	61,71	0,4738	0,8806	360,09	669,26
8	7	81,5238	780	72,00	0,3090	0,9511	241,02	741,86
9	27	82,5324	760	82,29	0,1343	0,9910	102,07	753,16
10	9	81,6652	780	92,57	0,0448	-0,9990	34,94	-779,22
11	25	82,4987	760	102,86	0,2227	-0,9749	169,25	-740,92
12	11	81,6973	780	113,14	0,3928	-0,9196	306,38	-717,29
13	23	82,4272	764	123,43	0,5510	-0,8345	420,96	-637,56
14	13	81,8347	776	133,71	0,6911	-0,7228	536,29	-560,89
15	21	82,3175	768	144,00	0,8090	-0,5878	621,31	-451,43
16	15	81,9999	772	154,28	0,9010	-0,4340	695,57	-335,05
17	19	82,2524	770	164,57	0,9638	-0,2666	742,13	-205,28
18	34	82,6715	752	174,86	0,9960	-0,0898	748,99	-67,53
19	2	81,1979	770	185,14	-0,9960	-0,0898	-766,92	-69,15
20	32	82,6515	756	195,43	-0,9639	-0,2662	-728,71	-201,25
21	4	81,2145	864	205,71	-0,9011	-0,4337	-778,55	-374,72
22	30	82,5964	760	216,00	-0,809	-0,5878	-614,84	-446,73
23	6	81,3457	820	226,29	-0,6911	-0,7228	-566,70	-592,70
24	28	82,5478	760	236,57	-0,5510	-0,8345	-418,76	-634,22
25	8	81,5486	780	246,86	-0,3928	-0,9196	-306,38	-717,29
26	26	82,5124	760	257,14	-0,2227	-0,9749	-169,25	-740,92
27	10	81,6815	780	267,43	-0,0448	-0,9990	-34,94	-779,22
28	24	82,4629	764	277,71	-0,1302	0,9914	-99,47	757,43
29	12	81,7591	780	288,00	-0,309	0,9511	-241,02	741,86
30	22	82,3712	764	298,29	-0,4726	0,8813	-361,07	673,31
31	14	81,8521	776	308,57	-0,6234	0,7819	-483,76	606,75
32	20	82,2974	768	318,86	-0,7532	0,6578	-578,46	505,19
33	16	82,0401	772	329,14	-0,8585	0,5130	-662,76	396,04
34	18	82,1865	772	339,43	-0,9363	0,3513	-722,82	271,20
35	17	82,2524	772	349,71	-0,9839	0,1778	-759,57	137,26

Таблица 3 – Величины составляющих и суммарного дисбаланса, вносимого при расстановке лопаток в пазы диска по статическим момента и массе

Методы расстановки лопаток в пазы диска компрессора	Составляющие вносимого дисбаланса, г·см		Суммарный вносимый дисбаланс	
	$\bar{D}_y$	$\bar{D}_x$	величина, г·см	угловое направление, град
По статическим моментам	53,1	-55,67	76,93	313°39'
По массе	47,18	-89,59	101,25	297°27'

Как видно из табл. 3 и рис. 2, оба суммарных вектора расположены в одной четверти принятой системы координат с учетом углового расположения пазов диска, и по величине они в 7...9 раз меньше дисбаланса, вносимого одной лопаткой – 700.....940 г·см. Угловое направление векторов весьма незначительно отличается друг от друга и составляет 313°39' и 297°27' соответственно. При этом абсолютная величина вектора вносимого дисбаланса лопаток при расстановке по массе всего на 30,32 г·см больше, чем суммарного вектора при расстановке лопаток по статическим моментам.

Несущественная разница между векторами вносимого дисбаланса и массой отдельных лопаток в комплекте (табл. 2) свидетельствует о небольшом рассеянии центров масс лопаток по длине пера вследствие стабильной технологии формирования его геометрии вальцеванием.

При наличии биения пазов диска компрессора типа "ласточкин хвост", что является неизбежным при изготовлении, происходит смещение центра массы комплекта лопаток относительно оси базовой поверхности на величину, равную половине биения.

В итоге, появляется составляющая суммарного вектора дисбаланса ступени компрессора:

$$\overline{De} = \sum_{i=1}^n G_i \cdot e,$$

где $\overline{De}$ – составляющая полного дисбаланса ступени компрессора от биения пазов, г·см;

G_i – масса i -й лопатки, г;

n – количество лопаток в комплекте;

$e = \delta/2$ – смещение центра массы комплекта лопаток от оси базовой поверхности при наличии биения пазов δ , см.

В нашем случае, при массе комплекта лопаток 2871,94 г и биении пазов $\delta = 0,01$ см, величина вносимого им дисбаланса составляет – 14,36 г·см. С увеличением биения он будет возрастать и может быть одним из факторов для ограничения биения.

Допустимый остаточный дисбаланс диска – $\overline{D_{ост}}$ и дисбаланс от биения пазов – $\overline{De}$ "жестко" связаны между собой при изготовлении диска. Их суммарная величина $\overline{D_{\Sigma}}$ определяется по формуле:

муле:

$$\overline{D_{\Sigma}} = \sqrt{(\overline{D_{ост}})^2 + (\overline{De})^2 - 2\overline{D_{ост}} \cdot \overline{De} \cdot \cos \alpha},$$

где α – угол между первым и вторым вектором в градусах, который легко установить при окончательном метрологическом контроле дисков.

Для компенсации последнего вектор дисбаланса, вносимого при расстановке лопаток, должен иметь противоположное направление, что легко выполнить изменением положения 1-го паза и, соответственно, последующего их отсчета.

Таким образом, на основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

1. Подбор и расстановка лопаток по статическим моментам вносит минимальный дисбаланс в ступень компрессора, в том числе и при нестабильном формировании геометрии пера со значительным рассеянием центра массы по длине лопатки.

2. Расстановку по массе, как менее трудоемкий процесс, можно использовать только для "коротких" и для вальцованных лопаток с минимальным рассеянием центра масс по длине пера.

3. Чередование пар "тяжелых" и "легких" лопаток при установке их в соседние пазы обеспечивает равномерную нагрузку по окружности диска и благоприятное напряженное состояние материала от центробежных сил лопаток.

4. Целесообразно компенсировать допустимый остаточный дисбаланс диска и дисбаланс от смещения центра масс комплекта лопаток от биения пазов выбором углового положения первого паза, что позволит уменьшить вероятность появления упругого дисбаланса ротора компрессора и, соответственно, снизить уровень вибраций и переменных напряжений в материале лопаток от вынужденных колебаний.

Перечень ссылок

1. Писаренко Г.С. Актуальные вопросы прочности в современном машиностроении. – К.: Наукова думка, 1992. – 192 с.

Поступила в редакцию 4.12.2006

Наведено результати досліджень величини дисбалансу, який вноситься лопатками компресора при їх розстановці в пази диска, за масою та статичними моментами. Показано, що для лопаток, формоутворення яких виконано вальцюванням, можливим є їх підбір та розстановка в пази диска за масою.

Presented are the results of research on unbalance by mass and static moments value brought in by blades when placing them into disk slots. It is shown that selection and placement of blades into disk slots shaped by rolling is possible by a weight.

УДК 621.002:621.713.1:519.23

В. И. Цыпак

РАЗМЕРНО-СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ КАЧЕСТВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

Предложена методика размерно-статистического анализа качества ТП механической обработки: на этапе проектирования ТП – размерный анализ, на этапе апробации и реализации ТП – статистический анализ; соответственно предлагается методика прогнозирования и оценки параметрических отказов.

1 Введение

Одним из важных направлений совершенствования технологических процессов (ТП) изготовления деталей является размерный анализ ТП [1–4].

Результаты многочисленных исследований по данному вопросу показывают, что при выполнении отдельных операций и переходов имеются признаки технологических (параметрических) отказов в виде отрицательных значений припуска – "чернота" или, наоборот, завышенных значений припуска, когда для его снятия необходимо выполнить два прохода, а также когда не обеспечиваются требуемые значения чертежных размеров. Вместе с тем, практика механической обработки свидетельствует о том, что подобные отказы наблюдаются крайне редко, т.е. имеет место противоречивость, коллизия между результатами прогнозных расчетов значений припуска и реальной глубиной резания при выполнении определенных переходов. Исследования по разрешению этой противоречивости не проводилось. Цель настоящей работы – разрешить эту проблему и предложить методику размерно-статистического анализа качества ТП.

Исследования проводили в два этапа:

I этап – размерный анализ ТП, по результатам которого выявляли операции и переходы с признаками параметрических отказов. При этом детально анализировали расчетно-проверочные формулы, дающие прогнозное решение о параметрических отказах;

II этап – статистические акцентированные наблюдения и исследования, позволяющие подтвердить или отвергнуть возможность параметрического отказа.

2 Размерный анализ ТП

2.1 Задачи размерного анализа и размерных расчетов

В теории размерных цепей (сборочные размерные цепи) [5–7] обычно решаются два вида задач:

– прямая задача – по известным значениям характеристик замыкающего звена: A_{Δ} , TA_{Δ} , ESA_{Δ} , EIA_{Δ} , $\Delta_0 A_{\Delta}$, (A_{Δ} – номинальное значение, TA_{Δ} – допуск, ESA_{Δ} , EIA_{Δ} – соответственно верхнее и

нижнее предельные отклонения, $\Delta_0 A_{\Delta}$ – координата середины поля допуска замыкающего звена) определяют характеристики составляющих звеньев;

– обратная (проверочная) задача, когда по известным характеристикам составляющих звеньев определяют характеристики замыкающего звена.

Аналогичные задачи (технологические размерные цепи [2–4]), но с несколько другими акцентами решаются при проектировании ТП изготовления деталей:

– первая, прямая – **задача расчета технологических размеров** – назначить технологические размеры механической обработки, которые обеспечили бы в автоматизированном производстве получение требуемых конструкторских (чертежных) размеров и назначенных минимальных припусков

$Z_i^{\min}$ на механическую обработку. В этом случае известными являются конструкторские размеры A_q и минимальные припуски $Z_i^{\min}$, а неизвестными, искомыми – технологические размеры S_{γ} ; (индексы: $i = 1, 2, 3, \dots, n$ – номер припуска на размерной схеме ТП [8]; $q = 1, 2, 3, \dots, n$ – номер конструкторского размера; $\gamma = 1, 2, 3, \dots$ – номер технологического размера – составляющего звена размерной цепи);

– вторая, проверочная – **задача размерного анализа ТП** – проверить, будут ли обеспечены требуемые значения конструкторских размеров A_q и значений минимальных припусков $Z_i^{\min}$ по известным, назначенным в ТП технологическим размерам S_{γ} , т.е. по известным значениям составляющих звеньев рассчитывают или проверяют значение замыкающего звена – конструкторского размера $A_{\Delta q}$ или припуска $Z_{\Delta i}^{\min}$. Эта задача решается на этапе реализации ТП, когда спроектирована, изготовлена и действует соответствующая технологическая линия изготовления деталей. Размерный анализ действующего (базового) ТП проводят с целью выявления операций и переходов, при выполнении которых возможны параметрические отказы. Размерный анализ проводят также с целью выявления структуры и оценки показателей каче-

ства размерных связей ТП [8].

2.2 Проверочные формулы размерного анализа ТП

Проверочные формулы размерного анализа ТП вытекают из расчетных формул теории размерных цепей [1, 2, 5-7]

Рассмотрим случай, когда замыкающим звеном является конструкторский размер. Тогда:

а) номинальное значение замыкающего звена проверяют по формуле:

$$A_{\Delta} = \sum_{j=1}^m S_j - \sum_{v=1}^k S_v, \quad (1)$$

где Δ – индекс, указывающий, что данный размер – замыкающее звено; S_j – номинальное значение увеличивающего звена; $j = 1, 2, 3, \dots, m$ – номер увеличивающего звена; m – количество увеличивающих звеньев; S_v – номинальное значение уменьшающего звена; $v = 1, 2, 3, \dots, k$ – номер уменьшающего звена; k – количество уменьшающих звеньев; $m + k = n$ – количество составляющих звеньев – технологических размеров, входящих в размерную цепь;

б) предельные значения замыкающего звена:

$$A_{\Delta}^{\max} = \sum_{j=1}^m S_j^{\max} - \sum_{v=1}^k S_v^{\min},$$

$$A_{\Delta}^{\min} = \sum_{j=1}^m S_j^{\min} - \sum_{v=1}^k S_v^{\max}; \quad (2)$$

в) допуск замыкающего звена:

если $n \leq 4$, расчет ведут методом максимума – минимума:

$$TA_{\Delta} = \sum_{i=1}^n TS_i = \sum_{j=1}^m TS_j + \sum_{v=1}^k TS_v = A_{\Delta}^{\max} - A_{\Delta}^{\min}, \quad (3)$$

если $n \geq 5$, расчет ведут вероятностным методом:

$$TA_{\Delta} = t \sqrt{\sum_{\gamma=1}^n \lambda_{\gamma} TS_{\gamma}^2}, \quad (4)$$

где t – коэффициент риска – нормативный параметр распределения; λ – коэффициент относительного рассеяния [2, 5];

г) предельные отклонения замыкающего звена:

$$ESA_{\Delta} = \sum_{j=1}^m ESS_j - \sum_{v=1}^k EIS_v,$$

$$EIA_{\Delta} = \sum_{j=1}^m EIS_j - \sum_{v=1}^k ESS_v; \quad (5)$$

д) исполнительный размер замыкающего звена получаем по результатам проверки и сравниваем его с чертежным значением конструкторского размера.

Рассмотрим случай, когда замыкающим звеном будет припуск.

В технологических размерных расчетах различают значения припуска:

$Z_i^{\min}$ – минимальное, $Z_i^{\max}$ – максимальное, Z_i^{nom} – номинальное.

С точки зрения гарантированного обеспечения припуска при выполнении переходов механической обработки рекомендуется при выполнении размерных расчетов закладывать минимальное значение припуска Z , что обеспечивает отсутствие "черноты" при механической обработке и экономии материала. В связи с этим основной проверочной формулой, с помощью которой анализируют значение припуска, как замыкающего звена, является:

$$Z_{\Delta i}^{\min} = \sum_{j=1}^m S_j^{\min} - \sum_{v=1}^k S_v^{\max}. \quad (6)$$

Из этой формулы получают зависимости для определения искомых технологических размеров. Если искомый размер – увеличивающее звено, то его определяют по формуле:

$$S_{jx}^{\min} = Z_{\Delta i}^{\min} + \sum_{v=1}^k S_v^{\max} - \sum_{j=1}^{m-1} S_j^{\min}.$$

Если искомый размер – уменьшающее звено, то:

$$S_{vx}^{\max} = \sum_{j=1}^m S_j^{\min} - \sum_{v=1}^{k-1} S_v^{\max} - Z_{\Delta i}^{\min}.$$

С целью анализа значений припуска $Z_{\Delta i}$ используют исходную зависимость, полученную из (1) с учетом (5):

$$Z_{\Delta i} = \left(\sum_{j=1}^m S_j \right)_{\sum EIS_j}^{\sum ESS_j} - \left(\sum_{v=1}^k S_v \right)_{\sum ESS_v}^{\sum EIS_v}$$

– номинальное значение припуска:

$$Z_{\Delta i} = \sum_{j=1}^m S_j - \sum_{v=1}^k S_v;$$

– допуск замыкающего звена – допуск на припуск $TZ_{\Delta i}$ определяют по формулам (3) или (4);

– предельные отклонения припуска – по формулам (5);

– исполнительный размер припуска –

$$(Z_{\Delta_i})_{EIZ_{\Delta_i}}^{ESZ_{\Delta_i}};$$

– предельные значения припуска:

$$Z_{\Delta_i}^{\max} = Z_{\Delta_i} + E_s Z_{\Delta_i} = Z_{\Delta_i} + \left(\sum_{j=1}^{n_j} E_s S_j - \sum_{v=1}^{n_v} E_i S_v \right),$$

$$Z_{\Delta_i}^{\min} = Z_{\Delta_i} - E_i Z_{\Delta_i} = Z_{\Delta_i} - \left(\sum_{j=1}^{n_j} E_i S_j - \sum_{v=1}^{n_v} E_s S_v \right).$$

(7)

Выражение (7) используется как контрольное правило, т.к. $Z_{\Delta_i}^{\min}$ известная, принятая величина. Полученные значения припуска сравнивают с рекомендациями значений глубины резания в зависимости от стадии и метода обработки, качества обработанной поверхности, стружкозавивания и стружкодробления [9, 10].

Вышеприведенные формулы размерного анализа ТП позволяют наметить следующие пути повышения точности и сокращения технологических отказов при механической обработке:

– сокращение количества составляющих звеньев n технологических размерных цепей, что достигается, прежде всего, детальным анализом схем базирования заготовки на предшествующих операциях и, безусловно, исключением при базировании промежуточных поверхностей [11];

– уменьшением допусков TS_j на составляющие звенья и, прежде всего, на технологические размеры, получаемые в пределах одной стадии механической обработки;

– исключением образования технологических размерных цепей, в которых составляющие звенья – размеры заготовки составляют более двух, т.е. в технологических размерных цепях исследуемого ТП не должно быть размерных цепей более, чем с двумя размерами заготовки.

2.3 Прогноз и оценка параметрического отказа

Прогноз о параметрическом отказе (браке) делают на основании результатов решения технологической размерной цепи. При этом признаками параметрического отказа являются:

– $A_{\Delta q} \neq A_q$ – значение конструкторского размера как замыкающего звена не соответствует требованиям чертежа;

– $Z_{\Delta_i} \leq 0$ – отсутствие номинального значения припуска (припуск имеет отрицательное значение) – “чернота” после обработки;

– $Z_{\Delta_i}^{\min} < 0$ – отрицательное значение минимального припуска, при обработке возможна “чернота”;

– $Z_{\Delta_i}^{\min} < Z_i^{\min} = f(R_{Z_{i-1}}, h_{i-1}, \rho_{i-1}, \varepsilon_i)$ – малый припуск – невозможность обеспечить требуемое качество обрабатываемой поверхности, так как при обработке на поверхности будут оставаться следы предшествующей обработки.

(Здесь: $R_{Z_{i-1}}, h_{i-1}, \rho_{i-1}$ – соответственно шероховатость, глубина дефектного слоя и пространственные погрешности предшествующего перехода; ε_i – погрешности установки выполняемого перехода);

– $Z_{\Delta_i}^{\max} > t_{\text{норм}}$ – максимальное значение при-

пуска больше глубины резания $t_{\text{норм}}$, рекомендуемой по условиям обрабатываемой заготовки и технического оснащения операции.

По первым двум признакам – несоответствие конструкторского размера A_{Δ_j} требованиям чертежа и отсутствие припуска (“чернота”) – параметрический отказ гарантирован, т.е. это 100 % брака, особенно на финишных операциях. По остальным трем признакам необходимо оценить вероятность параметрического отказа.

Технологические размеры, входящие в размерную цепь, являются случайными величинами, и поэтому их погрешности также рассматриваются как случайные, примерно равные допуску на эти размеры. Закон распределения погрешностей технологических размеров принимается как нормальный, поскольку погрешности механической обработки до 8-9 квалитетов точности, как правило, подчиняются нормальному распределению.

Для определения вероятности параметрического отказа необходима расчетная схема распределения погрешностей замыкающего звена – припуска Z_{Δ_i} . Такую расчетную схему для случая, когда

$Z_{\Delta_i} \leq EIZ_{\Delta_i}$ (признак $Z_{\Delta_i}^{\min} \leq 0$), строят в следующей последовательности (рис. 1, а). На оси абсцисс откладывают размерный отрезок номинального значения припуска Z_{Δ_i} , затем от его верхней правой границы откладывают влево нижнее предельное отклонение припуска EIZ_{Δ_i} , далее от левой границы EIZ_{Δ_i} откладывают вправо допуск на припуск TZ_{Δ_i} , находят середину поля допуска $0,5 TZ_{\Delta_i}$, где проводят вертикальную линию – ось ординат – ось плотности распределения $f(x)$; находят $\sigma_{\Delta_i} \cong \frac{TZ_{\Delta_i}}{6}$, от оси ординат вправо и влево откладывают отрезки, равные $3\sigma_{\Delta_i}$. Над полем (размахом) – $\omega_{\Delta_i} \approx W_{\Delta_i} \approx TZ_{\Delta_i}$ – распределения строят кривую Гаусса, на которой определяют границы

интервала прогнозируемого параметрического отказа (рис.1, а): $X_2 = 3\sigma_{\Delta i} = 0,5TZ_{\Delta i}$ и $X_1 = Z_{\Delta i} + 0,5TZ_{\Delta i} - EIZ_{\Delta i}$.

Вероятность параметрического отказа, обусловленного отсутствием припуска: $P_{\text{черн}} = \Phi(t_2) - \Phi(t_1)$; где:

$\Phi(t)$ – функция Лапласа; $t_1 = \frac{X_1}{\sigma_{\Delta}}$; $t_2 = \frac{X_2}{\sigma_{\Delta}}$.

Вероятность параметрического отказа, обусловленного завышенным припуском, т.е. когда $Z_{\Delta i} > EIZ_{\Delta i}$ (признак $Z_{\Delta i}^{\max} > t_{\text{норм}}$), определяется по схеме (рис. 1, б), на которой следует показать значение припуска, равное допустимой нормативной глубине резания $t_{\text{норм}}$ для определенного вида и стадии обработки заготовки. Границы интервала прогнозируемого отказа определяются как (рис. 1, б): $X_2 = 3\sigma_{\Delta i} = 0,5TZ_{\Delta i}$ и $X_1 = t_{\text{норм}} + 0,5TZ_{\Delta i} - EIZ_{\Delta i}$.

Допустимая нормативная [9, 10] глубина резания: точение черновое – $t_{\text{норм}}^{\text{черн}} \leq 7$ мм; точение чистовое – $t_{\text{норм}}^{\text{чист}} = 0,5 \div 5$ мм; точение тонкое, окончательное – $t_{\text{норм}}^{\text{тонк}} \leq 0,5$ мм.

3 Статистические исследования и их обсуждение

3.1 Задачи статистического анализа ТП

К задачам статистического анализа ТП отнесем:

- проведение наблюдений и измерений при выполнении операций и переходов, по которым при размерном анализе установлены признаки параметрических отказов. Подтверждение или опровержение этих прогнозируемых отказов;

- выявление операций и переходов, при выполнении которых не обеспечиваются требуемые показатели качества обработанных поверхностей, т.е. выявить технологические отказы, признаки которых из-за отсутствия размерных связей не могут быть установлены при размерном анализе – погрешности формы и взаимного расположения, шероховатость и др.;

- статистическая обработка результатов наблюдений и измерений. Оценка качества операций ТП по основным статистическим показателям: коэффициенту точности, технологической надежности и др.

3.2 Методика проведения исследований и обработки полученных данных

Наблюдением устанавливали наличие или отсутствие припуска при выполнении определенного перехода, операции. Измерением получали выборки и/или реализации, позволяющие определить статистические показатели качества технологических операций. Результаты заносили в протоколы измерений в соответствии с последовательностью обработки заготовки. При этом фиксировали продолжительность (количество обработанных заготовок) периодов настройки и поднастройки. Измере-

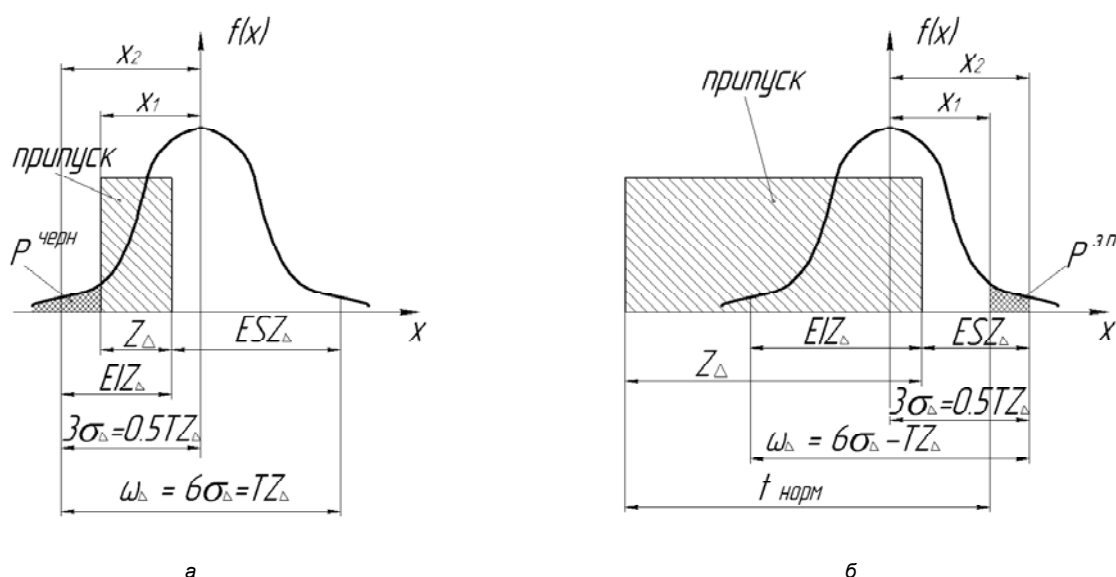


Рис. 1. Расчетная схема к определению вероятности параметрического отказа по результатам размерного анализа:

а – когда $-Z_{\Delta} < EIZ$; б – когда $Z_{\Delta} > EIZ$; $P_{\text{черн}}$ – вероятность отказа, обусловленного отсутствием припуска; $P_{3п}$ – вероятность отказа, обусловленного завышенным припуском – необходимостью выполнения двух проходов

ния линейных размеров производили с точностью 0,1...0,005 мм. Погрешности формы и взаимного расположения измеряли с точностью 0,01...0,002 мм.

Статистические исследования и обработку полученных данных проводили двумя известными методами:

- методом кривых распределения, который позволяет определить поле рассеяния и место его расположения по отношению к полю допуска на обработку, оценить постоянные характеристики ТП;
- методом точечных диаграмм, который учитывает фактор времени – количество обработанных заготовок и дает возможность оценить переменные характеристики ТП.

3.3 Результаты статистических исследований и их анализ

Метод кривых распределения. Статистические исследования с целью подтвердить или отвергнуть возможность параметрического отказа, прогнозируемого при размерном анализе ТП, проводили методом кривых распределения. Измерением получили исходную информацию (протоколы измерений) о технологических размерах, входящих в размерную цепь, в которой замыкающим звеном является исследуемый припуск $Z_{\Delta i}$ (или конструкторский размер $A_{\Delta q}$). Определяли характеристики $\bar{S}_i$, σ_i , $W_i \cong \omega_i$, по которым находили статистические значения припуска:

- среднее, номинальное:

$$\bar{Z}_i = Z_i^{ном} = \sum_j \bar{S}_j - \sum_v \bar{S}_v;$$

- предельные:

$$Z_i^{\min} = \bar{Z}_i - 3\sigma_k;$$

$$Z_i^{\max} = \bar{Z}_i + 3\sigma_k,$$

где $\bar{S}$ – среднее значение технологического раз-

мера; $3\sigma_k = k \sqrt{\sum_{\gamma}^l (3\sigma_{\gamma})^2}$ – трехсигмальное значение

поля композиции законов распределения погрешностей технологических размеров; $\gamma = 1, 2...l$ – номер технологического размера; l – количество технологических размеров, входящих в размерную цепь; σ_k – среднее квадратическое композиция законов распределения; σ_{γ} – среднее квадратическое отклонение погрешности γ -го составляющего звена; $k = 1, 2$ – коэффициент относительного рассеяния.

Полученные статистические значения припуска сравнивали со значением прогнозируемого припуска $Z_{\Delta i}^{\min}$, $Z_{\Delta i}^{\max}$.

Анализ проведенных исследований показал:

- 100%-й отказ – несоответствие конструкторского размера требованиям чертежа ($A_{\Delta q} \neq A_q$) или отсутствие припуска ($Z_{\Delta i} \leq 0$) обычно устраняли внесением соответствующих корректив сразу же при обнаружении признаков отказа на этапе проектирования ТП или на этапе апробации ТП. Поэтому признаки таких отказов обнаружить при размерном анализе действующего ТП удастся крайне редко.

- если исследуемый припуск имеет отрицательное значение ($Z_i^{\min} < 0$) в случае, когда $Z_i < 3\sigma_k$ (рис. 2, а), то это является подтверждением того, что прогноз о параметрическом отказе оправдывается, подтверждается. Расчет вероятности параметрического отказа по статистическим данным выполняют по схеме рис. 2.

- если статистическое значение припуска $Z_i > 3\sigma_k$ (рис. 2, б) и при этом значение $Z_i^{\min}$ достаточное для качественной обработки поверхности, то это является подтверждением того, что прогноз о параметрическом отказе (признаки $Z_{\Delta i}^{\min} < 0$ и $Z_{\Delta i}^{\min} < Z_i^{\min}$) не оправдывается.

Однако, если $Z_i^{\max} > t_{ном}$ (рис. 2, б), то прогноз о параметрическом отказе (признак $Z_{\Delta i}^{\max} > t_{ном}$) оправдывается и, соответственно, возникнет необходимость выполнения двух проходов.

Результаты статистических исследований позволяют также определить коэффициенты точности технологических операций – $K_T = \frac{TS}{\omega}$, где TS – допуск на выполнение технологического размера, ω – поле рассеяния погрешностей технологического размера.

Коэффициент K_T показывает, есть ли запас ($\Delta_T = T - \omega$) точности по исследуемому параметру при выполнении технологической операции и, соответственно, характеризует степень надежности выполнения операции без брака. Если $K_T > 1$, то операция имеет запас точности. При $K_T \geq 1, 2$ – процесс обработки (технологическую операцию) считают надежным. Если $K_T < 1$, то запаса точности нет, есть вероятность параметрического отказа, брака, т.е. ТП, операцию следует пересмотреть или совсем отклонить и предложить другой вариант, обеспечивающий $\omega < T$, где T – допуск исследуемого параметра.

Метод точечных диаграмм. Для оценки переменных показателей ТП: стойкости, стабильности, технологической надежности и др., – проводили исследования методом точечных диаграмм. Измерения на одну реализацию начинали сразу после установки резца и заканчивали перед снятием резца для замены или переточки, фиксируя моменты поднастройки и отказы вследствие поломки (выкрашивания) режущей части резца. Среднее зна-

чение 3-х измерений фиксировали в строгой последовательности обрабатываемых заготовок. Таких реализаций – точечных диаграмм получали не менее 20.

По полученным исходным данным – протоколам реализаций – строили диаграммы точности технологического размера или иного параметра (рис. 3) и определяли: $\bar{x}_j$ – среднюю погрешность в каждом сечении диаграммы; здесь $j = 1, 2, 3, \dots, n$ – номер сечения; n – количество сечений – количество обработанных заготовок до поднастройки; σ_j – среднее квадратическое отклонение; ω_j – поле рассеяния в каждом сечении; $\bar{x}(n) = \bar{x}_n - \bar{x}_1 = b = b_1 n$ – средняя погрешность исследуемого параметра в зависимости от количества обработанных заготовок; $b_1 = \frac{b}{n} = \frac{\bar{x}_n - \bar{x}_1}{n}$ –

среднее увеличение погрешности, приходящееся на одну обработанную заготовку или величина смещения начального уровня настройки, возникающая при обработке одной заготовки; $\omega(n) = 6\sigma(n) = \omega_n - \omega_1 = 6\sigma_b \cdot n$ – поле рассеяния погрешностей в зависимости от количества обработанных заготовок; $\sigma_b = \frac{\sigma(n)}{n}$ – среднее квадратическое отклонение, приходящееся на одну заготовку.

Полученные переменные характеристики позво-

ляют оценивать качество технологических операций:

- 1) стойкость, когда $\bar{x}(n) = \text{const}$ – ТП устойчивый, если $\bar{x}(n) \neq \text{const}$ – ТП не устойчивый;
- 2) стабильность, когда $\omega(n) = \text{const}$ – ТП стабильный, а если $\omega(n) \neq \text{const}$ – ТП не стабильный;
- 3) суммарную погрешность обработки, позволяющую определять период поднастройки:

$$\Delta_{\Sigma}(n) = 3\sigma_{(k)} + b_1 \cdot n + 3\sigma_{\Sigma}(n).$$

Здесь $3\sigma_k = \bar{x}_H = \sqrt{(3\sigma_H)^2 + (3\sigma)^2}$ – начальный уровень настройки, σ_k – среднее квадратическое отклонение начального уровня настройки; σ_H – среднее квадратическое отклонение погрешности настройки; σ – среднее квадратическое мгновенного рассеяния; $b_1 \cdot n$ – смещение начального уровня настройки при обработке n заготовок; $3\sigma_{\Sigma}(n)$ – трехсигмальное значение суммарного поля рассеяния погрешностей; $\sigma_{\Sigma}(n)$ – среднее квадратическое отклонение суммарной погрешности обработки;

4) коэффициент точности технологической операции – $K_T(n) = TS / \Delta_{\Sigma}(n)$, где TS – допуск технологического размера. Если $TS > \Delta_{\Sigma}(n)$, то $K_T(n) > 1$ и имеется запас точности $\Delta_T(n)$, изменение которого на схеме рис. 3 изображено линией 2. Точка пересечения А этой линии с верхней границей поля

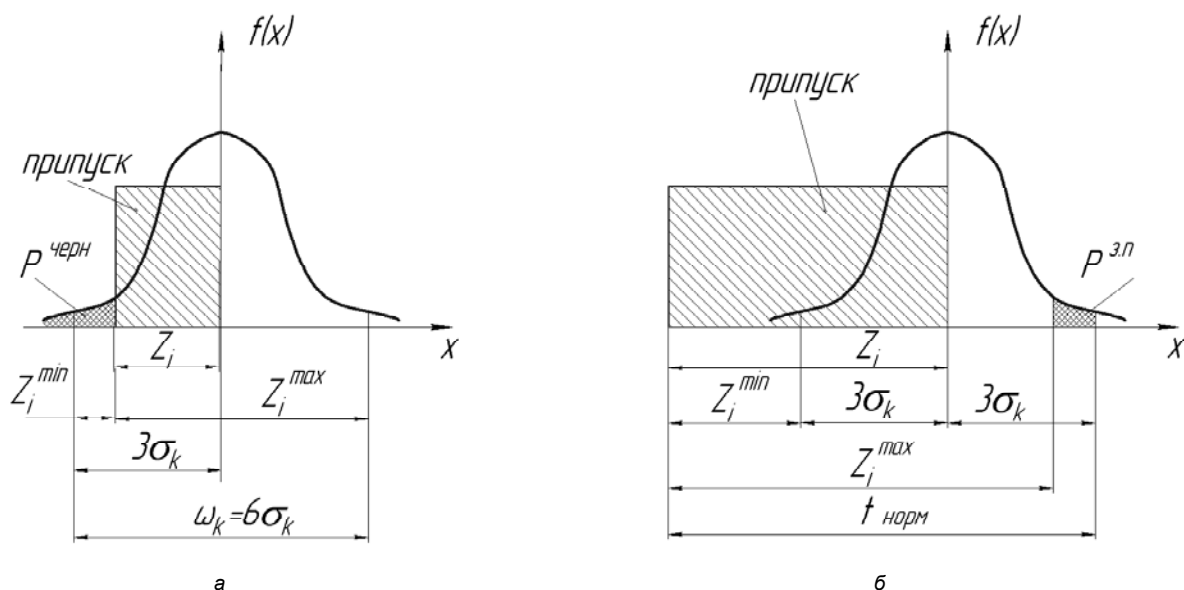


Рис. 2. Расчетная схема к определению вероятности параметрического отказа по статистическим данным:

а – если $Z_i < 3\sigma$; б – если $Z_i > 3\sigma$

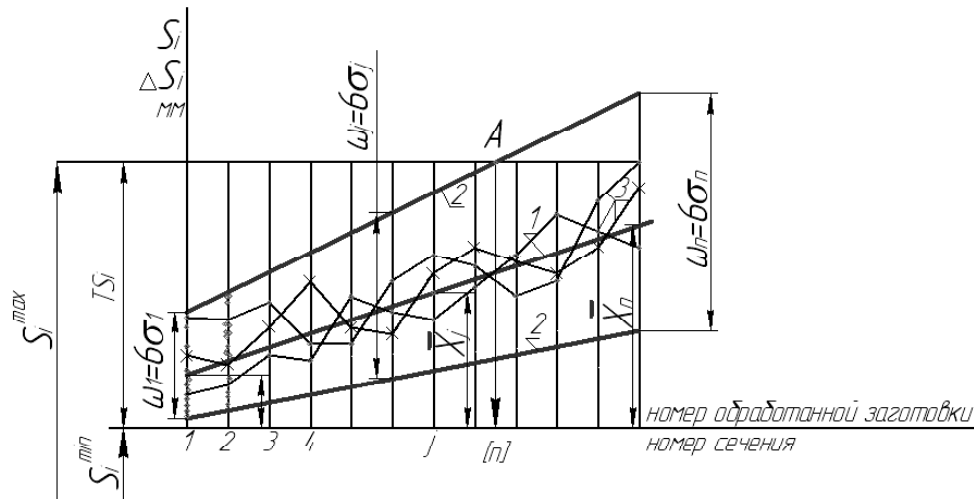


Рис. 3. Диаграмма точности исполнения технологического размера S_i при точении:

- 1 – среднее значение погрешностей – $\bar{x}(n)$; 2 – предельные значения погрешностей – $\omega(n)$;
3 – реализация погрешностей

допуска TS свидетельствует о том, что $K_T(n) = 1$ и $\Delta_m(n) = 0$ и при дальнейшей обработке, т.е. при $n > [n]$, появятся отказы по точности. Следовательно, определением $[n]$ можно регламентировать допустимую продолжительность межнастрочного периода и исключить контроль точности обработки;

5) показатель параметрической надежности – вероятность безотказной работы по любому параметру точности:

$$P_0(n) = 0,5 + \Phi \left\{ 3 + \frac{TS}{\sigma_\Sigma(n)} \left[1 - \frac{1}{K_T(n)} \right] \right\},$$

где $\Phi\{\dots\}$ – функция Лапласа.

Проведенные статистические исследования позволяют сделать заключение, что регламентная продолжительность межнастрочного периода должна соответствовать времени обработки $[n]$ заготовок. При этом коэффициент надежности $P_0(n) = 0,9999$.

4 Размерно-статистические показатели качества ТП

Преобладающим критерием оценки качества как проектируемых, так и реализуемых ТП является критерий обеспечения требуемой точности и качества изготавливаемых деталей. Результаты выполненных исследований позволяют предложить для оценки качества ТП комплекс размерно-статистических показателей (табл. 1), которые достаточно полно отражают свойства ТП.

Одной из основных задач проектирования ТП и, особенно, первого этапа обеспечения точности и качества при механической обработке, является

включение заготовки в кинематические и размерные цепи технологической системы СПИД – это базирование и крепление заготовки. Насколько успешно решена эта задача в проектируемом ТП показывают значения размерных показателей [8], т.к. качество ТП в значительной мере зависит от принятых схем базирования и крепления заготовки.

На следующих этапах достижения требуемой точности и качества изготавливаемых деталей основной задачей как проектирования, так и производства является настройка технологической системы СПИД и непосредственная обработка заготовок. Здесь действуют, как правило, случайные процессы: статистической настройки и резания, которое сопровождается силовыми, тепловыми, деформационными, трения и износа и другими воздействиями и процессами. О том, какова эффективность спроектированного ТП и, прежде всего, непосредственной обработки заготовки свидетельствуют значения статистических показателей качества ТП (см. табл. 1).

Таблица 1 – Размерно-статистические показатели качества ТП

Характер	Показатели		Пределы значений	Рекомендуемые значения
	Наименование	Обозначение		
Размерные	коэффициент соотношения	K_A	0÷1	0,1÷0,4
	среднее число составляющих звеньев в одной размерной цепи	N_S	1÷5	2÷3
	коэффициент базирования	K_B	0÷1	0,75÷0,55
	прогнозная оценка параметрического отказа	$P^{черн}$ $P^{3.П}$	0÷100 % 0÷50	0,5÷1 % 0,5÷1 %
Статистические	опытно-статистическая оценка параметрического отказа	$P^{черн}_{stat}$ $P^{3.П}_{stat}$	0÷100 % 0÷50 %	до 1 % до 1 %
	коэффициент точности технологической операции (постоянный)	K_T	1÷5	1,2÷2
	продолжительность поднастройки	$[n]$	переменный	
	коэффициент точности ТП	$K_T(n)$	переменный	
	параметрическая надежность	$P_0(n)$	100 % в пределах $[n]$	

5 Выводы

Применяемые отдельно методики анализа качества ТП – статистическую и размерную целесообразно рассматривать как единую, позволяющую определять как необходимые показатели качества ТП, так и прогнозировать и оценивать параметрические отказы, признаки которых устанавливают на этапе проектирования, а опытные подтверждения – на этапе апробации и реализации ТП. Рассматриваются модели прогнозных расчетов параметрических отказов.

Перечень ссылок

- Иващенко И.А. Технологические размерные расчеты и способы их автоматизации. – М.: Машиностроение, 1975. – 222 с.
- Солонин И.С., Солонин С.И. Расчет сборочных и технологических размерных цепей. – М.: Машиностроение, 1980. – 110 с.
- Размерный анализ технологических процессов. Матвеев В.В. и др. – М.: Машиностроение, 1982. – 264 с.
- Размерный анализ технологических процессов

обработки. Фридлиндер И.Г. и др. – Л.: Машиностроение, 1987. – 141 с.

- Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машгиз, 1959. – 485 с.
- Дунаев П.Ф. Размерные цепи. – М.: Машгиз, 1963. – 308 с.
- ГОСТ 16320-80. Цепи размерные. Методика расчета.
- Цыпак В.И. Исследование и оценка размерных связей технологических процессов изготовления деталей // Вестник двигателестроения. – 2005. – №3. – С. 122-126.
- Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
- Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов: Справочник. Под ред. В.И. Баранчикова. – М.: Машиностроение, 1990. – 400 с.
- Цыпак В.И. Расчет и простановка линейных технологических размеров. // Нові матеріали та технології в металургії та машинобудуванні. Запоріжжє: ЗГТУ, 1999. – №1. – С. 47-52.

Поступила в редакцию 30.12.2006

Запропоновано методику розмірно-статистичного аналізу якості ТП механічної обробки: на етапі проектування ТП – розмірний аналіз, на етапі апробації та реалізації – статистичний аналіз; відповідно пропонується методика прогнозування та оцінки параметричних відмов.

The method of dimensionally statistical analysis of machining technological process quality is offered. At the stage of TP projecting the dimensional analysis has been presented. At the stage of approbation and realization the statistical analysis has been considered. Accordingly a method of foreseeing and estimation of parametric failures is offered.

УДК 621.452.3

В. А. Панасенко, А. Я. Качан, Г. В. Карась, С. В. Мозговой

ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД НА ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРАХ С ЧПУ

Рассмотрены особенности обработки корпусных деталей ГТД из алюминиевых и магниевых сплавов на обрабатывающих центрах с числовым программным управлением с применением современной инструментальной оснастки.

Постановка проблемы и её связь с практическими задачами

Для обработки крупногабаритных корпусных деталей ГТД применяется различное оборудование. Применение фрезерно-сверлильных обрабатывающих центров обусловлено наличием большого количества технологических переходов. Применение горизонтально-расточных станков позволяет вести обработку наклонных плоскостей за счёт поворота оси детали на заданный угол относительно оси шпинделя с помощью глобусного стола. Использование радиально-сверлильных станков обусловлено необходимостью сверления большого количества отверстий. Во многих случаях современное производство ставит перед технологами задачи по сокращению сроков изготовления и снижению себестоимости обработки деталей. Выполнить их возможно за счёт применения современного высокоскоростного оборудования с использованием быстропереналаживаемой инструментальной оснастки и современного твердосплавного инструмента. Значительным резервом снижения себестоимости и повышения эффективности производства является обоснованное применение новых технологий и высокоскоростного оборудования с расширенными технологическими возможностями [1, 2, 3, 4].

Цель работы

Проанализировать накопленный опыт применения новых технологий и современного высокоскоростного оборудования на примере обработки корпусных деталей ГТД.

Содержание и результаты исследования

Технологический процесс изготовления корпусных деталей (рис. 1) представляет собой последовательность операций обработки периферийной и внутренней части корпусов. Детали этого класса характеризуются большим разнообразием видов механической обработки. Корпуса ГТД, как правило, выполнены из алюминиевых и магниевых сплавов АК-4, МЛ-5, МЛ-10 и др. Заготовки корпусов изготавливают методом литья в песчаные формы с припуском до 8-12 мм по обрабатываемым поверхностям.



Рис. 1. Корпусные детали ГТД

Для обработки корпусных деталей в ОАО "Мотор Сич" на чистовых операциях, наряду с универсальным оборудованием, применяют современный высокоскоростной пятикоординатный фрезерный центр французской фирмы "HURON" KX-200 с ЧПУ Sinumerik 840D (рис. 2).

Ранее процесс изготовления корпусов отличался большой трудоёмкостью и наличием большого количества операций, выполняемых на различных станках. Так, существовавший технологический процесс обработки "Корпуса промежуточного" включал более 60-ти механических операций.



Рис. 2. Общий вид высокоскоростного фрезерного центра KX-200

Операции выполнялись с применением быстрорежущего инструмента. Транспортировка и установка деталей на каждой операции требовала больших затрат вспомогательного времени. Кроме того, требовалось большое количество специальной технологической оснастки. При переустановках детали для выполнения различных операций возникали погрешности базирования и закрепления, что отражалось на точности выполнения операционных размеров. С применением нового 5-ти координатного фрезерного центра со стойкой программного управления Sinumerik-840D были решены многие задачи. В результате значительно повысилась точность размеров и качество получаемых поверхностей при существенном снижении трудоёмкости за счёт сокращения машинного и вспомогательного времени. Новый станок дал возможность выполнить высокую концентрацию операций.

Сокращение длительности производственного цикла обработки деталей позволило получить экономию от сокращения размера оборотных средств на незавершённое производство, что равноценно экономии капитальных затрат. Если раньше технологический процесс чистовой обработки периферийной и внутренней части "Корпуса промежуточного" состоял из четырёх операций, суммарное машинное время которых составляло 485 мин, то с применением станка КХ-200 машинное время после концентрации операций составило 130 мин. На другом крупногабаритном корпусе увеличение производительности составило более чем 1,4 раза. Центр тяжести стратегии подготовки производства сместился в сторону высококвалифицированного труда технологов-программистов и тщательном подборе инструментальной оснастки.

Конструктивной особенностью станка КХ-200 является использование электрошпинделя, установленного на поворотной головке (рис. 3).

Головка соединена с салазками суппорта через вращающуюся вилку таким образом, что она может вращаться по осям "В" и "С". Такая конструкция существенно расширила технические возможности станка. Скорость вращения шпинделя $n = 11 \div 18000$ об/мин, мощность двигателя 20 кВт. Оси "В" и "С" моторизованы и содержат механизмы для зажима качения посредством гидравлического

дискового тормоза при черновой обработке. Двигатели головки могут развивать крутящий момент в 500 Н·м по оси "В" и 700 Н·м по оси "С" (см. табл. 1).

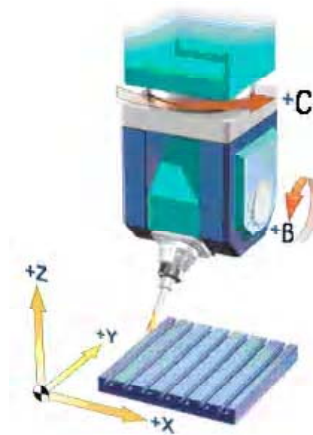


Рис. 3. Электрошпиндель поворотной головки станка КХ-200

Электрошпиндель станка снабжён датчиком контроля вибраций. Контроль вибраций осуществляется через измеритель ускорений и преобразуется в величину амплитуды и скорости колебаний. Предельное значение сигнала тревоги – 7 мм/с. Предельное значение остановки станка – 9 мм/с.

Для установки режущего инструмента шпиндель оснащён конусом для крепления инструментальных базовых блоков по нормали HSK-63A. Размер рабочего стола станка 2500×1250 мм (рис. 4).

Точность станка по линейным осям X, Y, Z составляет 0,001 мм и по круговым осям 0,001°. На рабочем столе станка дополнительно установлен круглый поворотный стол диаметром 1000 мм, управляемый как 6-я ось управления (рис. 5). Поворотный стол позволил обрабатывать периферийную часть крупногабаритных корпусов с поворотом оси шпинделя по оси "В" на 90°.

За одну установку детали стало возможным обрабатывать большее количество поверхностей, наклонных каналов и отверстий, ранее обрабатываемых на разных станках. Это повысило стабильность получаемых размеров. Возможность кинематической схемы поворотной головки станка позволила в некоторых случаях не вращать круговой стол с деталью для обработки угловых бобышек и наклонных отверстий (рис. 6).

Таблица 1 – Характеристика поворотных осей "В" и "С"

	В-ось	С-ось
Область поворота Ось:	$\pm 95^\circ$	$\pm 190^\circ$
Скорость вращения:		
Крутящий момент:	30 об/мин	30 об/мин
Максимальный Крутящий момент при Обдирке (зажатые оси)	500 Н·м	700 Н·м
	7000 Н·м	

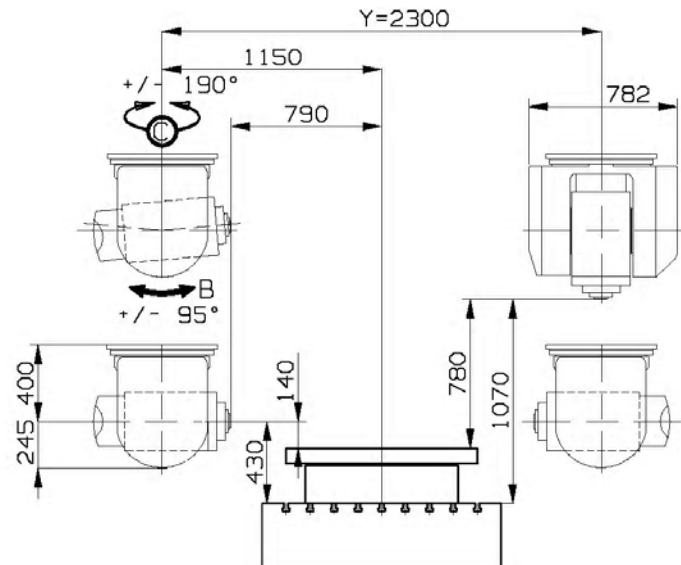


Рис. 4. Рабочая зона станка KX-200



Рис. 5. Поворотный стол диаметром 1000 мм



Рис. 6. Ориентация головки станка KX-200

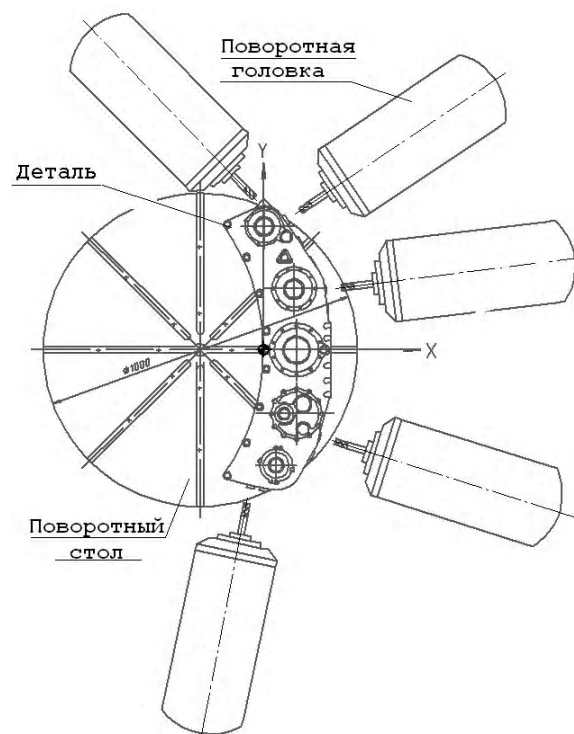


Рис. 7. Вид сверху при обработке боковых бобышек поворотной головкой

Так, при обработке боковых бобышек "Корпуса коробки приводов", расположенных под различными углами на периферии корпуса, была принята схема обработки с ориентацией оси шпинделя относительно неподвижного корпуса, установленного на круговом столе (рис. 7) при помощи блока пятиосе-

вого преобразования TRAORI. Поворотная шпиндельная головка позволила отказаться от вращения поворотного стола, а точность углового позиционирования головки полностью обеспечила конструкторские и технологические требования операционной карты.

В предложенной стойке ЧПУ основные задачи постпроцессора реализованы в пакете пятиосевой трансформации (рис. 8). Привязка пакета к конкретной кинематике станка производится при помощи машинных данных (MD). При этом происходит автоматический пересчёт геометрии детали на базовую точку державки с учётом длины инструмента. Преимущество программирования с применением пакета внутренней трансформации состоит в возможности подготовки управляющих программ в системе координат детали, которые не зависят от кинематики станка. Во внутренних трансформациях принимают участие 3 линейных и 2 круговые оси станка.



Рис. 8. Пятиосевая трансформация через функцию TRAORI

Активация внутренних трансформаций для 5-ти осевой обработки осуществляется заданием команды TRAORI. Отключение модуля трансформации осуществляется командой TRAFOOF. Модуль пятикоординатного преобразования TRAORI позволил выполнить ранее несовместимые операционные переходы на одном станке.

В условиях серийного производства при большой номенклатуре выпускаемых деталей инструментальное оснащение принимает особое важное значение. Наличие конструкторских размеров с жёсткими допусками на корпусных деталях обусловили применение современной инструментальной оснастки. Применение современного твердосплавного инструмента позволило применить прогрессивные режимы обработки. Часть твердосплавного инструмента была спроектирована и изготовлена на ОАО "Мотор Сич" на специальных шлифовальных станках JUNGNER (Швеция).

Фрезы и свёрла изготавливались из мелкозернистого твердого сплава H10F, HB30F SANDVIK. Хвостовики изготавливались двух типов: цилиндрические и хвостовики под крепление WELDON. Высокие точностные требования, предъявляемые к конструкции корпусов, обуславливают также высокие требования к фрезам для высокоскоростно-

го фрезерования (рис. 9):

- максимальное отклонение формы радиуса0,01 мм;
- торцевое и радиальное биения0,01 мм;
- радиальное биение инструмента, установленного на оправку и в шпиндель, на длине 250 мм0,02 мм;



Рис. 9. Твердосплавный инструмент

Высокие требования предъявлялись и к свёрлам. Свёрла изготавливались с допустимым биением по режущей части – 0,05 мм, по хвостовику – 0,04 мм.

Допуск на номинальный размер сверла – 0,02мм. Зажатый инструмент должен быть динамически отбалансирован.

При обработке корпусных деталей на высокоскоростном станке применялись режимы резания, превышающие ранее используемые в несколько раз. Режимы резания были определены таким образом, чтобы обеспечить высокопроизводительное удаление металла, оптимальную стойкость режущего инструмента и высокую точность получаемых размеров:

- фреза диаметром 20 мм – $V_{рез} = 380$ м/мин, $F = 800-1000$ мм/мин;
- фреза диаметром 12 мм – $V_{рез} = 450$ м/мин, $F = 600-800$ мм/мин;
- фреза диаметром 80 мм – $V_{рез} = 380$ м/мин, $F = 1000$ мм/мин;
- сверло диаметром 15 мм – $n = 2000$ об/мин, $F = 500$ мм/мин;
- сверло диаметром 6,7 мм – $n = 3000$ об/мин, $F = 250$ мм/мин;
- сверло диаметром 8,32 мм – $n = 2500$ об/мин, $F = 300$ мм/мин.

Для обеспечения надёжного крепления инструментов на полустачистых и чистовых операциях применялась инструментальная оснастка фирм SANDVIK, URMA, REGO-FIX, KELCH/HOLEX, SCHUNK (рис. 10).



Рис. 10. Инструментальная оснастка HSK-63A

Инструментальная оснастка крепилась в базовые блоки станка HSK-63A. Конструкция державок позволила крепить режущий инструмент непосредственно в державке (рис. 11).

Для обработки торцевых поверхностей и уступов широко использовались "катушечные" фрезы (рис. 12).



Рис. 11. Инструментальная оснастка HSK-63A

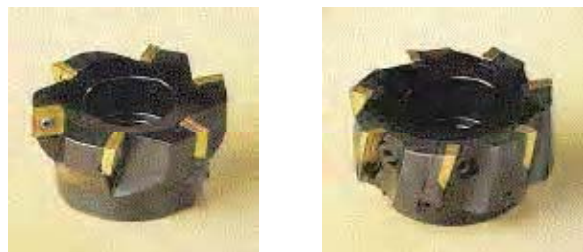


Рис. 12. "Катушечные" фрезы для обработки алюминия и магниевых сплавов

Для крепления простого и комбинированного осевого инструмента с конусом Морзе использовались держатели с внутренним конусом Морзе № 1, 2, 3 и 4. Обработка отверстий от 2 мм осуществлялась как осевым инструментом, так и резцовыми расточными блоками с точностью 0,01-0,04 мм. Для крепления свёрл применялись цанговые патроны с хвостовиками HSK-63A (рис. 13). Набор цанг в комплекте с унифицированным корпусом обеспечил надёжное крепление свёрл диаметром от 1 до 24 мм.

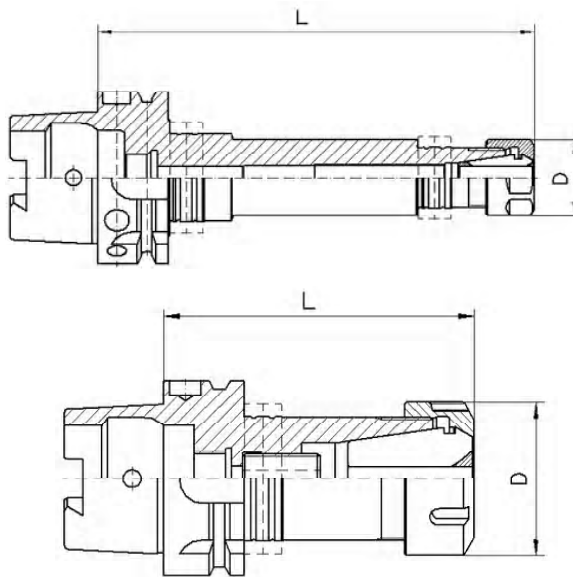


Рис. 13. Цанговые патроны HSK-63A для крепления свёрл

Для увеличения вылета инструмента "L" применялись цанговые патроны-удлинители (рис. 14), которые, в свою очередь, крепились в цангу базового патрона. Такая конструкция обеспечивала необходимый рабочий вылет режущего инструмента.

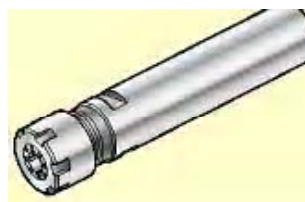


Рис. 14. Цанговый патрон-удлинитель

Для крепления твердосплавных фрез использовались гидрооправки и цилиндрические держатели фирмы SANDVIK. Гидрооправки (рис. 15) обеспечили гарантированный зажим фрезы по цилиндрическому хвостовику. Для больших диаметров применялась модульная система расточных борштанг фирмы BETA (рис. 16). Высокая точность инструментальной оснастки обеспечила получение

стабильных показателей качества обрабатываемых отверстий. Расточные оправки снабжались твердосплавными пластинами для обработки алюминиевых и магниевых сплавов фирм URMA и SANDVIK: CCGT 060204-FF UMW-10, DCGX 070204-AL H10. Пластины применялись без покрытия. Обработка осуществлялась на режимах $n = 2000-2500$ об/мин, $F = 100$ мм/мин.

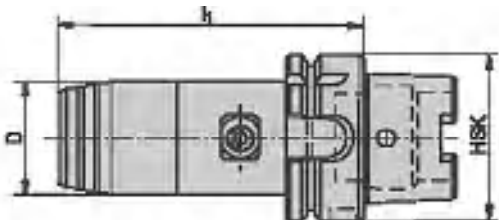


Рис. 15. Гидрооправка для крепления фрез

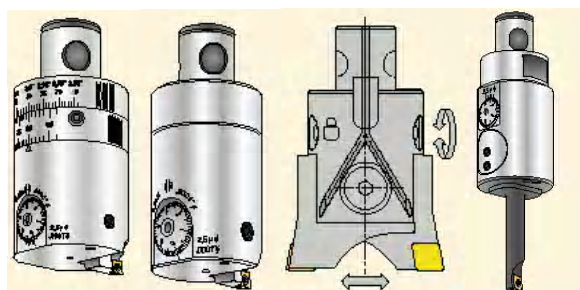


Рис. 16. Модульная система Beta для растачивания

Пользуясь одной стандартной модульной инструментальной системой и запасами инструмента, специально подобранного для ежедневных производственных нужд, удалось сократить время на замену инструмента.

Для размерной настройки инструмента вне станка применялся микроскоп TOOL MASTER 250 (рис. 17). Изображение режущей кромки инструмента формировалось оптически с помощью телевизионной камеры и передавалось на монитор, а оцифровка осуществлялась лазерным длиномером относительно геометрической оси вращения инструмента с точностью до 0,001 мм.



Рис. 17. Микроскоп TOOL MASTER 250 для настройки инструмента

Для работы на современных фрезерных станках с высокооборотными шпинделями необходима динамическая балансировка инструментов и держателей. Центробежные силы несбалансированных держателей увеличивают нагрузку на подшипниковый узел шпинделя и снижают качество обработки деталей – точность операционных размеров и шероховатость обрабатываемой поверхности. Для получения наилучших результатов после установки инструмента в инструментальный блок проводили его балансировку на балансировочном станке фирмы SHUNK (рис. 18).



Рис. 18. Балансировочный станок фирмы SHUNK

В процессе балансировки компенсировалось несимметричное распределение массы ротора. Компенсация дисбаланса выполнялась при помощи спаренных балансировочных колец или установленных в строго определённом месте оправки. Для балансировки инструментальных державок и инструмента был приобретён комплект балансировочных колец под различные диаметры цилиндрических оправок.

Два груза с известным дисбалансом поворачивались в определённую угловую позицию и закреплялись винтами. Точность балансировки задавалась критерием "G". Дисбаланс не превышал $2,5 \times \text{мм/кг}$ (2,5G). Если результат балансировки требовалось улучшить, то функции цикла балансировки снова активизировались до получения приемлемого результата.



Рис. 19. Установка балансировочных колец

Выводы

Приобретённый опыт успешной эксплуатации высокоскоростного оборудования с применением современной инструментальной оснастки при производстве корпусных и подобных деталей ГТД может служить примером эффективного использования полученных наработок в области высокоскоростного фрезерования и создания оптимальных управляющих программ для станков с ЧПУ с максимальным использованием технических возможностей оборудования. Наиболее перспективным здесь является подход, предусматривающий использование метода выверенных технологических решений, что даёт возможность распространить накопленный опыт на широкий круг деталей ГТД.

Перечень ссылок

1. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д.

и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора, часть 1. Монография. – г. Запорожье, изд. ОАО "Мотор-Сич", 2003. – 396 с.

2. Современные решения задач обработки геометрически сложных деталей.// Мир техники и технологии. – 2006. – №4(53). – С. 54-55.
3. Мигранов М.Ш., Фукс-Рабинович Г.С. Износостойкие покрытия для высокоскоростной обработки резанием.// Инструментальный світ. – 2005. – №2(26). – С. 10-14.
4. Эстерзон М.А., Нахова Т.М. Технология обработки на станках с ЧПУ.// Стружка. Журнал по металлообработке. – 2004. – №3(6). – С. 24-27.

Поступила в редакцию 24.01.2007

Розглянуто особливості обробки корпусів ГТД з алюмінієвих та магнієвих сплавів на оброблювальних центрах з числовим програмним керуванням із застосуванням сучасного інструментального обладнання.

Shown are the peculiarities of machining the body parts of GTE manufactured from aluminium and magnesium alloy using modern tooling.

УДК 621.3.049.75

В. І. Троценко, Є. П. Скородень

СУЧАСНІ ПИТАННЯ І ПЕРСПЕКТИВНІ НАПРЯМКИ ТЕХНОЛОГІЇ ОДЕРЖАННЯ НОВИХ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ ПРЕЦИЗІЙНИХ ДРУКОВАНИХ ПЛАТ

Розглянуто перспективні напрямки одержання нових базисних матеріалів для прецизійних друкованих плат бортової радіоелектронної апаратури з використанням сучасних екологічно безпечних і енергозберігаючих технологій.

Надійність електричних приладів і систем керування в аерокосмічній галузі пов'язана з використанням нових радіотехнічних матеріалів, які за своїми властивостями відповідають використанню їх в жорстких умовах експлуатації.

Найбільш поширеним базисним матеріалом у виробництві багатосарових, жорстких двох та односторонніх друкованих плат є фольговані діелектрики на основі модифікованих склотекстолітів товщиною від 0,1 до 2,0 мм, для виготовлення яких використовують електролітичну мідну фольгу товщиною від 5 до 50 мкм [1-3].

До основних фізико-хімічних характеристик фольгованих склотекстолітів слід віднести: адгезійну міцність в зоні контакту струмопровідного покриття і діелектричної основи; корозійну стійкість і нагрівостійкість, стійкість до дії корозійно-активних середовищ, агресивних хімічних розчинів і електролітів; стабільність показника адгезійної міцності в умовах дії температурних факторів.

Особливий інтерес для виробництва гнучких друкованих плат і шлейфів становлять фольговані діелектрики на основі нагрівостійких та особливо нагрівостійких полімерів, в тому числі полііміду, політетраетіленфтолату (лавсану), фторопласту армованого і неармованого.

Лавсан фольгований (ЛФ) марки ЛФ-1, що складається з лавсанової плівки, епоксикаучукового адгезиву і електролітичної мідної фольги підвищеної пластичності, відрізняється стійкістю до знакозмінних механічних деформацій, дії розплавленого припою при 204 °С протягом 30 с, має робочу температуру експлуатації до 150 °С.

Поліімід фольгований (ПМФ) характеризується підвищеною термостійкістю з робочою температурою до 300 °С, стабільно високими електрофізичними властивостями у широкому діапазоні частот і напруг.

Фторопласт фольгований (ФФ) марки ФФ-4, ФФ-4Д, ФАФ-4ДСКЛ розрахований на умови експлуатації при температурах від мінус 60 °С до плюс 250 °С.

Особливості технологічних процесів одержання фольгованих діелектриків на основі нагрівостійких

полімерів наведені в [4-6] та численних патентних заявках. Основні методи їх одержання засновані на адгезійному з'єднанні поверхні фольги безпосередньо з діелектричним матеріалом в умовах полімеризації.

Адгезійна міцність та пов'язані з нею властивості матеріалів залежать від умов одержання поверхневої обробки електролітичної мідної фольги, структури мікрорельєфу і складу її поверхневого шару.

До основних характеристик електролітичної мідної фольги, від яких залежать фізико-хімічні та інші властивості фольгованих матеріалів, слід віднести: підвищену адгезію до полімерної основи; стабільність показників адгезії в умовах дії агресивних хімічних розчинів; стійкість поверхні фольги до дії корозійно-активних середовищ в умовах виробництва; стійкість до підтравлювання у корозійно-активних середовищах при дії хімічних розчинів і електролітів в зоні контакту з діелектриком; стійкість поверхні до термічного окислення при тривалому нагріві в умовах виготовлення матеріалів із підвищеною нагрівостійкістю; стійкість до термічного удару і дії розплавленого припою; стійкість до циклічної зміни температури у заданому діапазоні її значення.

Механічні та електрофізичні характеристики базисного матеріалу залежать від мікроструктури і мікросорсткості поверхні мідної фольги, її пористості, вмісту домішок інших металів, водню, органічних сполук, що використовуються в складі електролітів.

З товщиною струмопровідного покриття на діелектричній основі пов'язаний вибір технологічного методу виготовлення друкованих плат.

Субстрактивний метод потребує використання мідної фольги товщиною від 18 до 50 мкм, на якій за допомогою фотолітографічного процесу і шляхом хімічної обробки в травильних розчинах формують струмопровідний малюнок заданої топології. Технічні можливості субстрактивного методу обмежені мінімальною шириною провідників і міжпровідникових зазорів в межах від 200 до 300 мкм.

Сучасні вимоги виробництва друкованих плат підвищеного класу складності потребують відпов-

ідних мінімальних значень в межах від 75 до 150 мкм. Для їх забезпечення необхідні принципові зміни в технології одержання топологічного малюнку плати з використанням прогресивних адитивних методів і базисних матеріалів.

В таблиці 1 наведені показники, що характеризують можливість підвищення якості і щільності друкованого монтажу при використанні напівадитивного методу і мідної фольги товщиною 5 мкм в порівнянні з субстрактивним процесом.

Як очевидно, напівадитивний метод дозволяє суттєво підвищити щільність друкованого монтажу за рахунок зменшення мінімальної ширини провідників і зазорів. Поліпшення якості друкованого монтажу пов'язано також з суттєвим зменшенням величини підтравлювання провідника і, відповідно, зміни форми його поперечного перетину, що забезпечується за рахунок зменшення товщини шару міді до 5 мкм на пробільних ділянках поверхні друкованої плати.

До технологічних переваг напівадитивного методу слід віднести: зменшення до мінімуму застосування хімічного процесу травлення міді в умовах виготовлення топологічного малюнку; зменшення витрат кольорового металу і хімічних сполук; скорочення витрат на регенерацію робочих розчинів і утилізацію виробничих відходів; поліпшення екологічних умов виробництва.

Удосконалення процесу виготовлення друкованих плат багато в чому пов'язано з використанням високоточного автоматичного технологічного обладнання, в тому числі: високоточного фотоплоттера на базі лазерних джерел випромінювання, свердлильних верстатів з ЧПК, лазерних свердлильних верстатів і т.і. Подальше удосконалення процесу виготовлення друкованих плат і застосування прогресивних методів їх промислового виробництва пов'язано з задачами одержання нових видів мідної фольги і фольгованих діелектриків.

Розробка процесу електроосадження тонкомірної мідної фольги з метою її впровадження в технологію виробництва друкованих плат напівадитивним методом передбачає реалізацію принципово нових технологічних рішень в порівнянні з одержанням

електролітичної фольги для субстрактивного методу.

На відміну від технологічного процесу одержання мідної фольги товщиною від 18 до 35 мкм на обертовому катоді барабанного типу [8], одержання мідної фольги товщиною 5 мкм потребує застосування технологічного носія на всіх стадіях технологічного процесу. На практиці, для електроосадження тонкого шару міді пропонують використання носія із міді, алюмінію, або його сплавів з відповідною обробкою робочої поверхні, наприклад [9-14].

Спосіб і умови поверхневої обробки носія суттєво впливають на адгезію і мікроструктуру тонкого шару міді, від яких залежить можливість одержання фольги з необхідними характеристиками згідно вимог процесу виготовлення фольгованого матеріалу. Ускладнення цього процесу найбільш часто пов'язані з нестабільністю показника адгезії при відділенні тонкого шару міді від технологічного носія, яке обумовлено дією підвищених температури і тиску.

До важливих характеристик тонкомірної мідної фольги слід віднести адгезійну здібність до діелектричної основи, що залежить від способу і умов її поверхневої обробки, структури і складу поверхневого шару фольги, або додаткового покриття.

Відомі хімічні і хіміко-гальванічні способи поверхневої обробки мідної фольги, які запропоновані з метою підвищення адгезії і корозійної стійкості, вимагають застосування розчинів сполук Cr(VI), які забезпечують можливість одержання захисної поверхневої хроматної плівки [15-19].

На сучасний момент обробка поверхні мідної фольги в розчинах сполук Cr(VI) найбільш поширена в масштабі промислового виробничого процесу. Однак, використання сполук Cr(VI) є фактором, що суттєво ускладнює екологічні умови виробництва фольги в зв'язку з їх токсичністю та труднощами очищення води і виробничих відходів від іонів Cr⁶⁺. Вирішення цієї проблеми є одним із актуальних питань сучасної технології одержання електролітичної мідної фольги.

Перспективним напрямком у розвитку технології

Таблиця 1

Метод		Товщина фольги на пробільних ділянках, мкм	Підтравлення провідників з кожної сторони, мкм	Мінімальна ширина, мкм	
				провідник	зазор
Субстрактивний		35	40-50	250	220
		18	25-30	220	170
Напівадитивний	Досягнутий рівень*	5	10	100	100
	Прогнозований**	5	5	75	50

Примітка: * – згідно попереднім розробкам лабораторії [7];

** – прогнозовані показники отримані на експериментальних зразках нових матеріалів.

одержання нових фольгованих діелектриків і підвищення її ефективності та екологічної безпеки є комплексне застосування сучасних методів обробки, що передбачає запровадження в єдиному технологічному циклі різноманітних по змісту процесів: хімічних, електрохімічних та плазмохімічних, – завдяки чому значно поширюються технологічні можливості усього процесу та можливості досягнення необхідних властивостей матеріалів.

Зокрема, застосування плазмохімічних методів обробки і іонно-плазмового розпилення в технології одержання понад тонкої мідної фольги відкриває можливості екологічно безпечного одержання покриттів з новими функціональними властивостями, в порівнянні з відомими способами хімічної та електрохімічної обробки [20].

Плазмохімічні процеси нанесення покриттів і плівок відрізняються універсальністю, можливістю розпилення металів, тугоплавких сполук, полімерів, інших матеріалів із необхідними електричними, магнітними і механічними властивостями. З цього приводу найбільший інтерес заслуговують іонно-плазмові покриття нітридів, які не можуть бути отримані електрохімічним методом, але відрізняються виключно високими фізико-хімічними та іншими властивостями. Численні дослідження нітридів, їх властивостей, класифікація, термодинаміка, електронна і кристалева структури, інші особливості розглянуто і систематизовано в роботі [21].

До числа сполук, що широко відомі в практиці одержання нітридних матеріалів і покриттів, слід віднести нітриди перехідних металів: Ti, Zr, V, Nb, Ta, Cr, Mo, W, Mn, Te, Re.

В численних дослідженнях розглянуто властивості і умови одержання нітриду титану, матеріали і покриття на основі якого мають цінні експлуатаційні характеристики і широко використовуються в практиці. Для одержання неорганічних покриттів, зокрема, нітридів перехідних металів і, особливо, TiN поширеним є вакуумно-дуговий метод розпилення з використанням серійного технологічного обладнання.

Властивості нітриду титану состава TiN систематизовано розглянуто в роботі [22].

Для мононітрида TiN характерний низький питомий електричний опір, який майже в два рази менший, ніж для металевого титану [23]. Окрім того, електричні властивості нітрид титану залежать від вмісту домішок. Наприклад, електричний опір плівок нітриду титану, що були одержані з газової фази на різних основах, суттєво змінюється в залежності від їх складу і можливості дифузії компонентів в нітридний шар [24].

Хімічні властивості нітриду титану досліджено в роботі [25].

Як установлено, TiN при кімнатній температурі практично не розчиняється в соляній, сірчаній, хлорній, фосфорній кислотах, сумішках хлорної і

соляної, щавелевої і сірчаной кислот. Мало діють на TiN нагріта до кипіння соляна, сірчана і хлорна кислоти.

Розглянуті хімічні, електрофізичні та інші властивості нітридів створюють передумови для їх використання в процесах одержання нових видів базисних матеріалів для прецизійних друкованих плат.

Зокрема, електрична провідність металевого типу, термічна стабільність, хімічна стійкість нітридів створення принципово нових процесів обробки поверхні технологічного носія і одержання на нітридній бар'єрної плівки відповідно до умов подальшого електроосадження тонкої мідної фольги для виробництва особливо нагрівостійких фольгованих діелектриків.

Крім того, нітридні покриття сприяють зростанню адгезійної здібності мідної фольги до полімеру в разі нанесення нітридного шару в процесі її фінішної обробки в зв'язку з появою додаткових функціональних хімічних груп із участю атомів азоту на поверхні розділу.

Високі хімічні властивості нітридних покриттів можуть бути використані для підвищення корозійної стійкості фольги і фізико-хімічних показників фольгованих діелектриків.

Суттєве значення мають екологічні переваги процесу плазмохімічної обробки поверхні в порівнянні з хімічними або електрохімічними методами, які не виключають використання токсичних хімічних сполук і розчинів.

Слід зауважити про особливості процесу іонно-плазмової обробки.

З метою підвищення швидкості процесу в високому вакуумі розроблено метод магнетронного розпилення, коли міцне поперечне магнітне поле утримує плазму біля мішені, що обумовлює можливість підвищення щільності іонного потоку при відносно малому тиску газу. Крім того, з метою прискорення процесу одержання плівки, отримання стехіометричного складу початкового матеріалу, поліпшення якості плівок і підвищення адгезії можуть використовуватися відомі розробки імпульсних плазмових пристроїв, наприклад [26]. При проведенні експериментальних досліджень застосовувалась також технологія іонної очистки і нагріву поверхні зразків тонкої мідної фольги за допомогою плазмових прискорювачів, розроблених в Дніпропетровському національному університеті (кафедра двигунобудування), типу стаціонарних плазмових двигунів (СПД) марки Д-37.

Основним відомим призначенням і галуззю застосування одержаних покриттів нітридів є підвищення експлуатаційних властивостей інструментальних матеріалів в машинобудуванні.

Між тим, зазначені електрофізичні, хімічні та механічні властивості покриттів нітридів і особливості процесів їх одержання заслуговують уваги з точки зору розробки нових ефективних технологій

виготовлення електротехнічних і радіотехнічних матеріалів з підвищеними робочими характеристиками, базисних матеріалів для прецизійних друкованих плат на основі нагрівостійких та особливо нагрівостійких полімерів. Перспективним напрямом є комплексне застосування в єдиному технологічному циклі різних за природою методів обробки матеріалів, в тому числі, хімічного, електрохімічного і плазмохімічних процесів із урахуванням їх переваг та специфічних особливостей застосування.

В цілому, слід відзначити основні напрями досліджень з метою розробки ефективних процесів одержання нагрівостійких і особливо нагрівостійких базисних матеріалів із застосуванням тонкої мідної фольги, в тому числі: дослідження впливу підвищеної температури на адгезію і механічні властивості електроосадженого шару міді до технологічного носія; визначення умов одержання і властивостей півки на поверхні матеріалу носія, що відповідає специфічним вимогам електроосадження тонкої фольги і виготовлення особливо нагрівостійких матеріалів; дослідження процесів термодифузії з боку захисних покриттів на електропровідність і механічні властивості тонкої мідної фольги, зокрема, її пластичність; дослідження впливу підвищеної температури в процесі виготовлення особливо нагрівостійких матеріалів на адгезію фольги до діелектричної основи; визначення умов одержання покриттів, що поліпшують адгезійну здібність фольги до діелектричного матеріалу на основі особливо нагрівостійких полімерів; визначення умов нанесення і застосування нових покриттів в процесах одержання тонкої мідної фольги і фольгованих діелектриків, що сприяють підвищенню важливіших характеристик матеріалу та поліпшують екологічну безпеку виробництва.

Таким чином, розглянуті особливості процесів одержання тонкої мідної фольги і фольгованих діелектриків для прецизійних друкованих плат підтверджують перспективність застосування методів електрохімічної і плазмохімічної обробки в технології одержання базисних матеріалів з підвищеним рівнем фізико-хімічних властивостей, які призначені для створення високонадійної бортової апаратури, електронних пристроїв і систем керування в аерокосмічній галузі.

Перелік посилань

1. Справочник по конструированию радиоэлектронной аппаратуры (печатные узлы): Справочник /А.І. Горобець, А.І. Степаненко, В.М. Коронкевич. – К.: Техника, 1985. – 312 с.
2. Федулова А.А., Многослойные печатные платы /А.А. Федулова, Е.П. Котов, Е.Р. Явич // Советское радио. – М., 1977. С. 90-91.
3. Лунд П. Прецизионные печатные платы (конструирование и производство). – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 360 с.
4. Барановский В.В. Слоистые пластики электро-технического назначения /В.В. Барановский, Г.М. Дулитская. – М.: Энергия, 1976. – 288 с.
5. Бобылев О.В. Технология производства электроизоляционных материалов и изделий. /О.В. Бобылев, А.В. Кудрявцев, Б.И. Левин и др. – М.: Энергия, 1977. – 243 с.
6. Бобылев О.В. Производство электроизоляционных материалов. / О.В. Бобылев, А.В. Кудрявцев, Б.И. Левин. – М.: Высшая школа, 1981. – 255 с.
7. М.М. Дронь, В.І. Троценко, А.Б. Журавльова Історія створення в університеті технології виготовлення ультратонкої мідної фольги та її промислового освоєння на підприємствах СРСР // Вісник ракетно-космічної технології. – Дніпропетровськ, 2001.
8. Головин И.М. Производство электролитической медной фольги. / И.М. Головин, А.В. Бужинская, Е.М. Мазарчук и др. – М.: Цветные металлы, 1980. – 38 с.
9. Пат. №3998601 США, МКИ С25Д 1/04. Способ получения тонкой медной фольги /Л.Роббс, Ю.Уайтли (США). – №257134; Заяв.04.02.79. – УДК 621-792. 5
10. Пат. №4088544 США, МКИ С25Д 1/04. Способ получения тонкой медной фольги /Р.Свингли (США). – №264364; Заяв.12.08.80. – УДК 620-792. 2
11. Пат. № 3990926 США, МКИ С25Д 1/04. Способ электроосаждения тонкой медной фольги / Дж.Мактейв, Л.Флойд (США). – №260337; Заяв.23.05.80. – УДК 621-357. 45
12. Пат. №1460602 Великобритания, МКИ С25Д 1/04. Способ получения тонкой медной фольги / П.Хемфри (Великобритания). – №126532; Заяв.01.04.85. – УДК 621-793. 45
13. Пат. №2317380 Франция, МКИ С25Д 3/38. Способ электролитического получения медной фольги /С.Каракс, Л.Марету (Франция). – №67384; Заяв.13.11.85. – УДК 620-196. 31
14. Пат. №4692221 США, МКИ С25Д 1/04. Способ обработки электроосажденной фольги /Р.Грейвз, Дж.Келли (США). – №280162; Заяв.12.09.85. – УДК 621-197. 65.
15. Пат. №4367099 США, МКИ С23 7/00. Способ пассеивирования металлов в растворе соединений хрома (III) /К.Каллиган (США). – №275341; Заяв.29.03.80. – УДК 620-796. 5.
16. Пат. №4349392 США, МКИ С23 7/26 Пассеивующий раствор, содержащий трехвалентный хром, и способ обработки /М.Тодт, Н.Локни (США). – №275682; Заяв.10.05.80. – УДК 620-79.
17. Пат. №1580137 Великобритания, МКИ С25Д 9/08, 11/С7В Способ нанесения защитных покрытий, содержащих хром /Л.Шеппард, Б.Криди (Великобритания). – №260389; Заяв.02.12.79. – УДК 621-793. 63.

Поступила в редакцию 26.01.2007

18. Пат. №1531056 Великобритания, МКИ С25Д 9/08, НКВ С7В Способ нанесения покрытий, содержащих хром /Г.Ричардсон (Великобритания). – №254132; Заяв. 15.07.76. – УДК 621-796.5.
19. Пат. №1-23835 Япония, МКВ С23 11/14; Способ получения медной фольги с высокой коррозионной стойкостью /Рюичи Гикошима (Япония). – №10025634; Заяв. 26.06.87. – УДК 620-196.3.
20. В.І. Троценко, М.М. Дронь, О.Л. Курбатова, В.Л. Розмоогов Іонно-плазмова обробка тонкої мідної фольги для прецизійних друкованих плат // Регіон. міжвуз. сб. наук. праць "Системні технології". – Дніпропетровськ, 2000.
21. Самсонов Г.В.: Нитриды. –К.: "Наукова думка", 1969. – 378 с.
22. Самсонов Г.В. Тугоплавкие соединения. –М.: Металлургия, 1963.
23. Львов С.Н. ДАН СССР /С.Н. Львов, В.Ф. Демченко, Г.В. Самсонов. –М.:1960, 577с.
24. Munster A., Sagel K.: Z.Phys., 1936, 144, 139
25. Самсонов Г.В. Анализ тугоплавких соединений /Г.В. Самсонов, А.Т. Пилипенко, Т.Н. Назарчук. – К.:Изд. АН УССР, 1961.
26. Пархоменко В.Д. Технология плазмохимических производств /В.Д. Пархоменко, П.Н. Цыбулев, Ю.И. Краснопутский. – К.: Высшая школа, 1991. – 255 с.

Рассмотрены перспективные направления получения новых базисных материалов для прецизионных печатных плат бортовой радиоэлектронной аппаратуры с использованием экологически чистых и энергосберегающих технологий.

Promising directions for obtaining new base materials for precision printed circuit cards of onboard electronic with a use of ecologically pure and energy saving technologies have been considered.

УДК 6211.452.3

А. Я. Качан, Д. В. Павленко, Г. В. Карась, С. В. Мозговой

СНИЖЕНИЕ ВИБРАЦИЙ В ЗОНЕ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ, ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Показано, что для снижения вибраций необходимо выполнять динамическую балансировку фрезы и ее оправки на двух уровнях. Приведены способы их балансировки и величины допустимого остаточного дисбаланса.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

В авиадвигателестроении в двигателях нового поколения широкое распространение получили осевые и центробежные моноколеса, а также отдельные лопатки, характерной особенностью которых является сложность геометрических форм, высокие требования к точности и качеству изготовления их несущих поверхностей. Данные детали отличается тонкостенность, а следовательно, низкая и переменная жесткость как в поперечном сечении, так и по высоте пера лопаток (рис. 1 а, б, в).

В процессе изготовления указанных деталей широко применяют современные высокоскоростные пятикоординатные станки швейцарской фирмы "LIECHTI" - TURBOBLISK 1500С ЧПУ Sinumerik 840 D [1, 2, 3].

Формообразование нежестких, сложнопрофильных и высокоточных моноколес на указанном высокоскоростном технологическом оборудовании осуществляют поэтапно, выполняя последовательно черновую, получистовую и чистовую обработки [1, 2, 3].

Чистовое фрезерование включает, в том числе, и финишную обработку как несущих поверхностей лопаток, так и сопрягаемых поверхностей втулки и пера (см. рис. 1).

Высокие требования к точности и качеству обрабатываемых поверхностей моноколес обуславливают также и высокие требования к точности и

качеству изготовления фрез, которые в процессе обработки вращают с большой частотой, находящейся в диапазоне от 11000 до 18000 об/мин.

Неточности изготовления фрезы, оправки инструмента, а также погрешности, связанные с их установкой, приводят при вращении к биениям, являющимся одной из причин возникновения вибраций, существенно снижающих точность и качество обрабатываемых поверхностей (рис. 2) [4, 5].

Цель работы – обеспечение снижения вибраций в зоне обработки нежестких деталей ГТД при их высокоскоростном фрезеровании за счет динамической балансировки оправки совместно с фрезой.

Содержание и результаты исследования

Основным направлением снижения вибрации в зоне обработки при высокоскоростном фрезеровании нежестких, высокоточных деталей ГТД является значительное снижение биения фрезы, которое вызвано дисбалансом инструмента и его оправки.

Различают статическую и динамическую неуравновешенности, которые в сочетании определяют динамический дисбаланс любого ротора.

Статическая неуравновешенность – смещение центра тяжести ротора от оси его вращения (рис. 3).

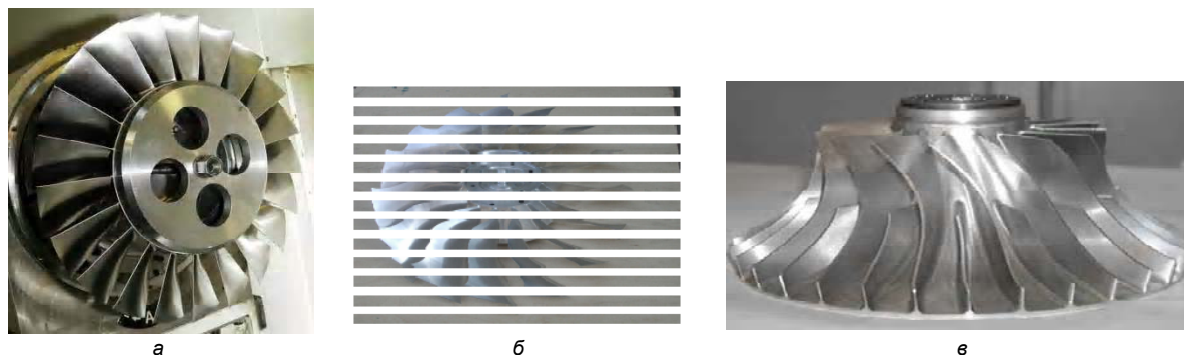


Рис. 1. Осевые и центробежное моноколеса компрессора авиационного двигателя:

а – осевое моноколесо; б – осевое моноколесо с широкохордными лопатками; в – центробежное моноколесо

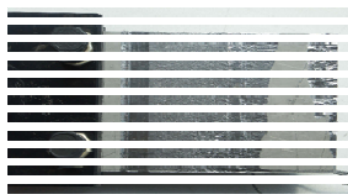


Рис. 2. Поверхность пластины после обработки финишным высокоскоростным фрезерованием с вибрациями в зоне обработки

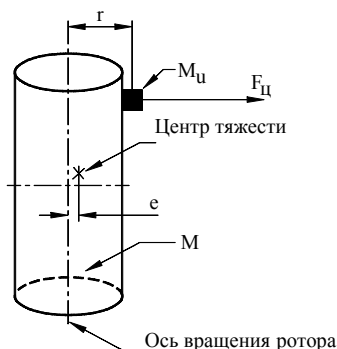


Рис. 3. Схема возникновения дисбаланса при статической неуравновешенности ротора:

M_u – масса дисбаланса, г;
 r – расстояние от массы дисбаланса до оси вращения, мм;
 e – расстояние от центра тяжести до оси вращения, мкм;
 M – масса ротора, кг;
 F_u – центробежная сила, Н

Величину статического дисбаланса определяют по формуле

$$U = M_u \cdot r, [\text{г} \cdot \text{мм}];$$

или по формуле

$$U = M \cdot e, [\text{кг} \cdot \text{мкм}].$$

Центробежную силу F_u при вращении ротора с частотой ω вычисляют по формуле

$$F_u = M_u \cdot \omega^2 \cdot r, [\text{Н}].$$

Статический дисбаланс измеряют на неподвижном роторе при помощи специального балансиروчного приспособления. Он может быть устранен путем статической балансировки ротора в одной плоскости коррекции. Положение плоскости коррекции выбирают произвольно. Однако статическая балансировка ротора не устраняет дисбаланс моментов, схема воздействия которых на ротор представлена на рис. 4.

Центр тяжести ротора находится на оси его вращения. Центробежные силы F_{u1} и F_{u2} от обеих несбалансированных масс M_{u1} и M_{u2} при вращении ротора взаимно уравновешиваются. В результате, в боковом направлении при вращении ротора

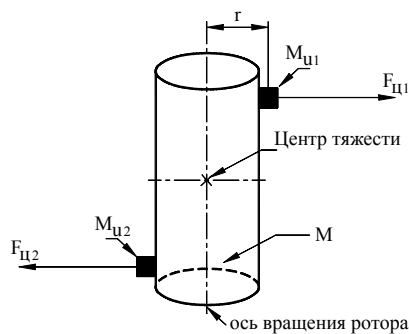


Рис. 4. Схема возникновения дисбаланса при моментной неуравновешенности ротора:

M_{u1} ; M_{u2} – массы дисбалансов, г;
 F_{u1} ; F_{u2} – центробежные силы, Н

усилия не действуют. Дисбаланс моментов измеряют только при вращении ротора. При этом возникает опрокидывающий момент (см. рис. 4). Дисбаланс моментов может быть устранен только путем балансировки на двух уровнях.

В связи с этим основной задачей балансировки является компенсация несимметричного распределения массы ротора (рис. 5).

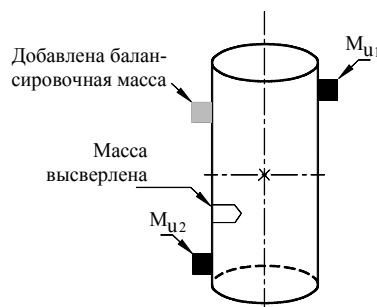


Рис. 5. Схема компенсации несимметричного распределения массы ротора в процессе его балансировки

Несимметричное распределение массы ротора в процессе балансировки может быть компенсировано (см. рис. 5):

- добавлением балансирующей массы;
- удалением массы, например, высверливанием или фрезерованием;
- распределением массы, например, при помощи балансирующих колец или винтов.

Для осуществления балансировки высокооборотных оправки и фрезы необходимо первоначально определить фактическую величину их дисбаланса. Для этого оправку с инструментом устанавливают в балансирующий шпиндель установки, который вращают с заданной частотой. Возникающие в процессе вращения центробежные силы измеряют

ют специальными датчиками на двух различных уровнях балансировочного шпинделя (рис. 6).

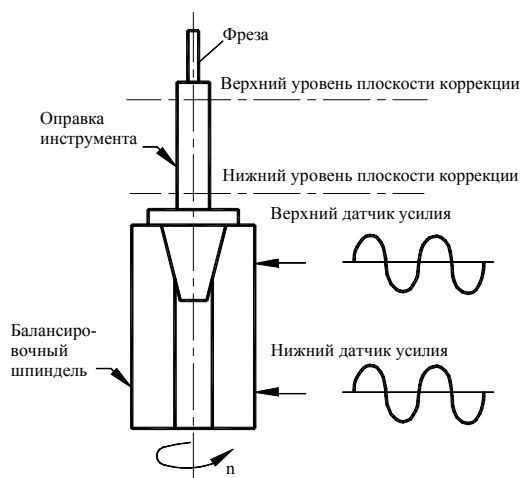


Рис. 6. Схема определения величины дисбаланса относительно плоскости балансировки

Поскольку направление действия центробежных сил вращается вместе с балансировочным шпинделем, то в измерительном датчике формируется синусоидальный сигнал измеряемого усилия, параметры которого, а также его угловое положение относительно указанного шпинделя требуется определить.

На основании полученных результатов вычисляют величину дисбаланса относительно указанных плоскостей коррекции (см. рис. 6).

На основании полученной величины дисбаланса рассчитывают необходимую массу компенсационного груза и их угловое положение в каждой из плоскостей коррекции.

Составляющими дисбаланса шпинделя фрезерного станка являются:

- собственный дисбаланс шпинделя;
- дисбаланс шпинделя в результате его радиального биения (ось симметрии не совпадает с осью вращения);
- радиальное биение навесных деталей шпинделя (система зажимных приспособлений и др.);
- перекос системы зажимных приспособлений при зажиме (тяги, пружинный блок и др.)
- радиальное биение и перекос оправки инструмента в шпинделе;
- собственный дисбаланс оправки инструмента;
- радиальное биение затяжного винта (смещение);
- радиальное биение инструмента;
- дисбаланс навесных деталей оправки инструмента (натяжная гайка и т.д.).

Производители шпинделей для высокооборот-

ных фрезерных станков в соответствии с ISO1940 задают необходимую точность его балансировки посредством критерия G . Критерий балансировки G действителен только для определенной рабочей частоты вращения шпинделя [6].

Критерий балансировки G , рабочее число оборотов n и масса ротора M определяют допустимый остаточный баланс $U_{доп}$, который вычисляют по формуле

$$U_{доп} = K \cdot G \cdot M / n, \text{ [г} \cdot \text{мм]},$$

где $U_{доп}$ – допустимый остаточный дисбаланс ротора в г·мм;

M – масса ротора в кг;

n – рабочее число оборотов ротора в об/мин;

$K = 9549$ – постоянный коэффициент.

Величина допустимого остаточного дисбаланса может быть также получена из номограммы, которая связывает рабочее число оборотов n , критерий балансировки G и величину допустимого относительного остаточного дисбаланса (относительно

массы ротора $\frac{U_{доп}}{M}$) в соответствии с ISO1940 (рис.

7) [6].

Пример

Фреза закреплена в цанговом зажиме.

Общая масса инструмента и оправки составляет 0,7 кг.

Фреза работает с частотой вращения 15000 об/мин. Производитель шпинделя рекомендует критерий балансировки $G = 2,5$.

Величину допустимого остаточного дисбаланса определяем по вышеуказанной формуле или из номограммы (рис. 7).

Величина допустимого остаточного дисбаланса

$$H_{доп} = 1,11 \text{ г} \cdot \text{мм}.$$

Определим из величины допустимого остаточного дисбаланса допустимый эксцентриситет

$$H_{доп} = M \cdot e_{доп},$$

$$e_{доп} = H_{доп} / M = \frac{1,11 \text{ г} \cdot \text{мм}}{700 \text{ г}} = 1,6 \text{ мкм}.$$

Таким образом, центр тяжести оправки может быть смещен от оси вращения максимум не более 1,6 мкм.

При балансировке за ось вращения принимается ось конуса.

Учитывая, что стабильность повторяемости при смене инструмента для высококачественных шпинделей составляет порядка 1-2 мкм, то величину допустимого остаточного дисбаланса 1 г·мм следует считать предельной.

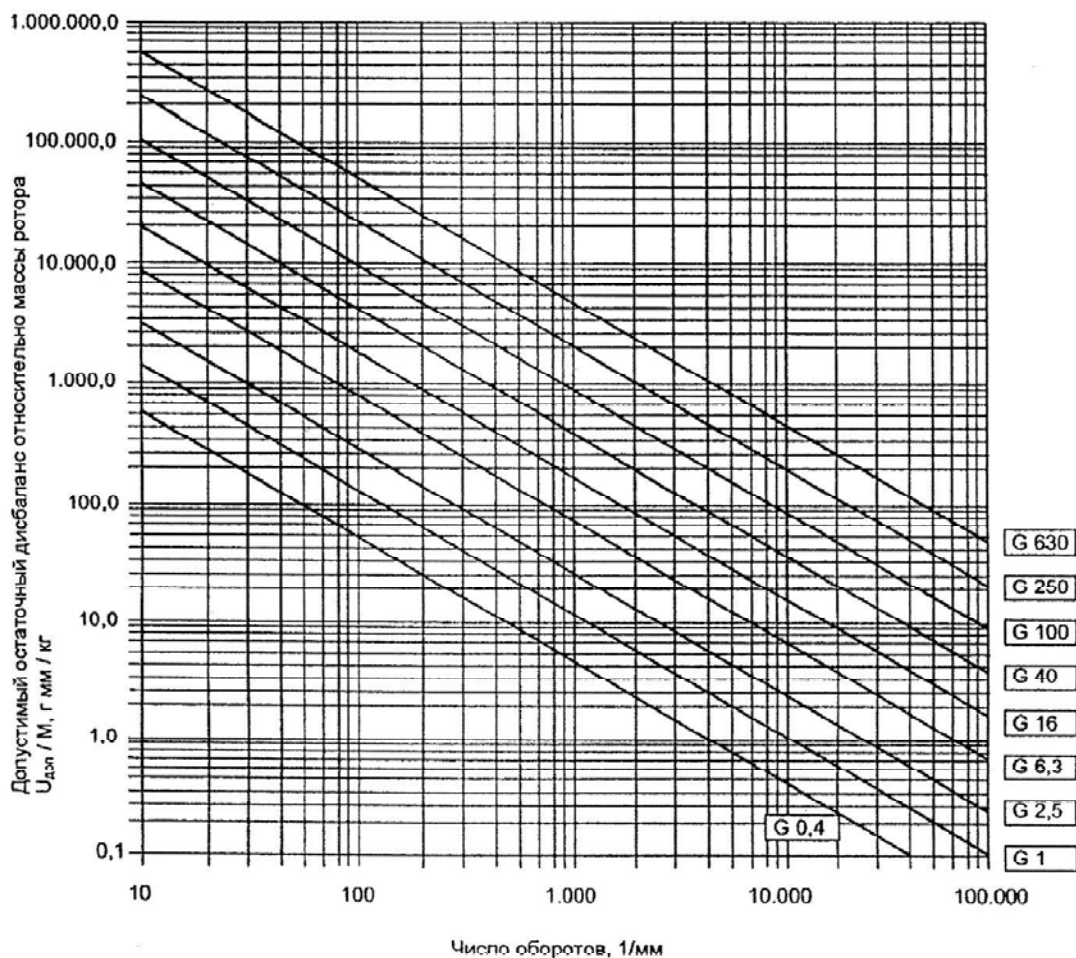


Рис. 7. Допустимый остаточный дисбаланс относительно массы ротора в зависимости от числа оборотов и критерия балансировки G

Выводы и рекомендации

Значительное снижение вибраций в зоне обработки нежестких сложнопрофильных деталей ГТД при высокоскоростном фрезеровании может быть обеспечено за счет динамической балансировки оправки и фрезы на двух уровнях. Приведены способы компенсации несимметричного распределения массы ротора в процессе его балансировки, а также показано, что предельная величина допустимого остаточного дисбаланса составляет 1 г·мм.

Перспективы дальнейших исследований

Дальнейшие исследования должны быть направлены на установление связи между величиной допустимого остаточного дисбаланса и качеством поверхностного слоя обрабатываемых несущих поверхностей лопаток ГТД высокоскоростным фрезерованием.

Перечень ссылок

1. Жеманюк П.Д., Мозговой В.Ф., Качан А.Я., Карась В.П. Формирование сложнопрофильных

поверхностей моноколес высокоскоростным фрезерованием. // Газотурбинные технологии. – 2003 – № 5(26). – С. 18-21.

2. Жеманюк П.Д., Богуслаев А.В., Мозговой С.В., Карась Г.В., Качан А.Я. Формирование сложнопрофильных поверхностей осевого моноколеса с широкохордными лопатками высокоскоростным фрезерованием. // Вестник двигателестроения. – 2004. – №3 – С. 16-19.
3. Жеманюк П.Д., Богуслаев А.В., Мозговой С.В., Карась Г.В., Качан А.Я. Обработка проточных поверхностей моноколес высокоскоростным фрезерованием. // Авиационно-космическая техника и технология. – 2004. – №7 (15) – С. 215-219.
4. Качан А.Я., Внуков Ю.Н., Павленко Д.В., Карась Г.В., Мозговой С.В. Исследование вибраций тонкостенных, нежестких деталей газотурбинных двигателей при высокоскоростном строчном фрезеровании. // Вестник двигателестроения. – 2007 – № 1.
5. Будак Е. Улучшение качества детали при фрезеровании крыльчаток, выполненных из спла-

ва на основе титана, путем подавления нестабильных вибраций и управления по усилию. Архив CIRP 2000, 49 (I). – С. 31-38.

Поступила в редакцию 01.02.2007

6. R. Zaugg c-mill technologies ltd, Nidau, Switzerland B. Fisher c-mill technologies ltd, Nidau, Switzerland. HSC – BASICS., Internet: <http://www.micron-tg.com>.

Показано, що для зниження вібрацій необхідно виконувати динамічне балансування фрези та її тримача на двох рівнях. Наведено способи їхнього балансування та величину припустимого залишкового дисбалансу.

It is shown that in order to reduce vibrations dynamic balancing of the cutter and its arbour on two levels is required. The methods of their balancing and magnitude of tolerated residual unbalance are given.

УДК 621. 791. 1

С. А. Чернецкий, Е. В. Карпович

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СРЕДЫ ДИФфуЗИОННОЙ СВАРКИ НА КАЧЕСТВО СОЕДИНЕНИЙ ИЗ ОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПО ОХВАТЫВАЕМЫМ ПОВЕРХНОСТЯМ

В работе приведены результаты исследований влияния среды на качество соединений из однородных материалов по охватываемым поверхностям, получаемых методом диффузионной сварки. Показано, что жидкая среда (солевой расплав) обеспечивает более равномерный нагрев, но не позволяет получить требуемого контактного давления. Приведены рекомендации для повышения качества рассматриваемого типа соединений.

1 Введение

Диффузионная сварка является одной из разновидностей сварки давлением. Этим методом можно соединять практически все известные металлы и сплавы, непосредственно сваривая их между собой или применяя промежуточные прослойки из других металлов, если свариваемые материалы при непосредственной сварке не обеспечивают необходимого качества сварного соединения [1, 2].

Установки для диффузионной сварки обеспечивают в сварочной камере требуемое давление на контактных поверхностях свариваемых деталей, температуру и вакуум или бескислородную атмосферу инертного газа. Применение специальной среды позволяет получить соединение с минимальным содержанием вредных примесей, даже при сварке высокоактивных металлов [1].

Сварочное давление в соединениях по охватываемым поверхностям создают, как правило, без применения специальных силовых устройств гидравлического или механического типа, а только за счет натяга, как следствие различия в коэффициентах термического расширения материалов заготовок переходника или же материалов специальной оснастки, применяемой для этих целей, при нагреве их до температуры диффузионной сварки [3]. Следовательно, такие соединения можно получать в обычных печах с инертной газовой атмосферой или с жидкой средой (расплавленной солью).

В работе [2] показано, что при сварке в жидкой среде нагрев более равномерный, скорость его в 3.....6 раз выше скорости нагрева этих же деталей теплоизлучением в газовых средах или вакууме, поверхности деталей защищены от окисления при нагреве в ванне солевым расплавом, при охлаждении на воздухе – слоем соли. В расплаве солей 70 % BaCl_2 + 30 % NaCl были получены качественные стыковые соединения из титанового сплава BT1-0 и нержавеющей стали 12X18H10T. Для создания надежного контакта между сварива-

емыми деталями использовалось специальное сжимающее приспособление.

В литературе отсутствуют данные о том, что диффузионная сварка соединений по охватываемым поверхностям проводилась в жидкой среде. Таким образом, возникает задача определения влияния среды сварки на качество сварного соединения рассматриваемого типа.

2 Методика исследований

Экспериментальную проверку влияния среды на равномерность нагрева и возможность получения сварного соединения методом диффузионной сварки по охватываемым поверхностям проводили, осуществляя процесс диффузионной сварки на воздухе и в солевом расплаве 70 % BaCl_2 + 30 % NaCl на цилиндрических образцах из стали 45, собранных с контролируемым натягом при нормальной температуре, обеспечивающим предельное упругое состояние деталей.

Диффузионная сварка стыковых соединений из стали 45 должна осуществляться при давлении $p = 12...50$ МПа, температуре $T = 1273-1373$ К (1000-1100 °С), времени выдержки $t = 5$ мин и степени разрежения $B \approx 0,133$ Па (10^{-3} мм. рт. ст.) [1, 2, 4]. Согласно проведенным расчетам, образцы с гео-

метрическими параметрами $\frac{d_2}{d_1} = 2,75$; $\frac{d_4}{d_3} = 1,45$;

$L = 30$ мм, при сборочном диаметрально натяге $\delta \geq 0,02$ мм, позволят получить давление $p = 14...15$ МПа при температуре сварки, то есть обеспечить технологические режимы сварки.

Величина относительных перемещений после запрессовки и сварки контролировалась замерами наружного диаметра в 7 точках по длине соединения (рис. 1).

Качество сварного соединения определялось металлографическими исследованиями шлифов, приготовленных из образцов разрезанных вдоль оси соединения.

3 Результаты

Замеры наружного диаметра соединения после сварки в воздушной среде показали, что его перемещения составляют от 1,2 % в средней части соединения до 1,4 % на краях (рис. 1). В результате на внешней поверхности соединений наблюдаются такие сильно выраженные отклонения формы как овальность, огранка, кроме того, на поверхности соединения и по краям сварного шва образуется слой окислов. Удаление этого слоя требует дополнительной механической или химической обработки наружной поверхности соединения.

Сварка в соляной ванне позволила уменьшить относительные перемещения наружного диаметра до 0,17 % (рис. 1), избежать образования слоя окислов, как на поверхности соединения, так и в сварном шве. Таким образом, соляная ванна обеспечивает более равномерный нагрев.

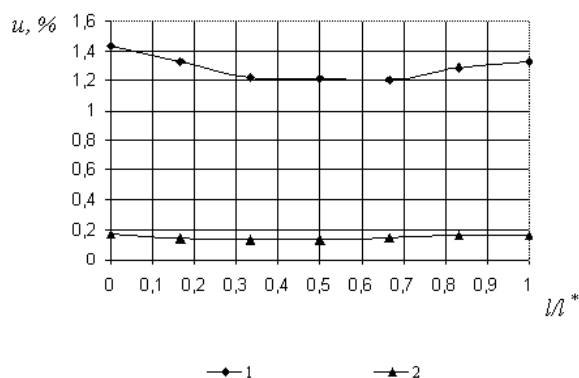


Рис. 1. Относительные перемещения наружного диаметра соединения:

- 1 – при сварке в воздушной среде;
2 – при сварке в соляной ванне

В работе [5] металлографическими исследованиями показана возможность получения диффузионного соединения деталей по охватываемым поверхностям в воздушной среде с шероховатостью контактных поверхностей $R_z = 5$ мкм. Детали при этом сваривались как непосредственно, так и через медную прослойку.

На рис. 2 видно, что на границе раздела деталей произошло образование общих зерен в средней части соединения и видны окисленные участки на краях. Образование соединения Сталь 45-М1-Сталь 45 произошло с широкой переходной зоной 3 (рис. 3) между сталью и медью с обеих сторон прослойки. Разрушение образцов происходило с явно выраженными участками пластичес-

кой деформации. Полученные результаты свидетельствуют об обеспечении требуемого давления на контактных поверхностях свариваемых деталей.

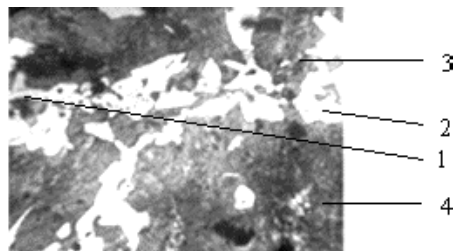


Рис. 2. Зона контакта после сварки деталей с шероховатостью контактных поверхностей $R_z = 5$ мкм ($\times 100$):

- 1 – граница между деталями, видимая только на окисленных участках;
2 – общие зерна;
3 – охватываемая деталь, изготовленная из Сталь 45;
4 – охватывающая деталь, изготовленная из Сталь 45

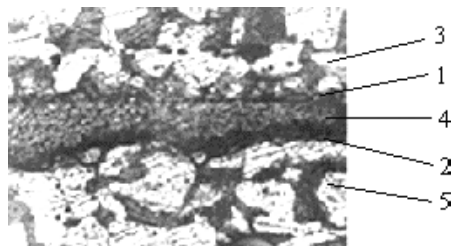


Рис. 3. Зона контакта после сварки деталей через прослойку из медной фольги ($\times 200$):

- 1 – граница контакта между медной прослойкой и охватываемой деталью;
2 – граница контакта между медной прослойкой и охватывающей деталью;
3 – охватываемая деталь, изготовленная из Сталь 45;
4 – прослойка из медной фольги марки М1;
5 – охватывающая деталь, изготовленная из Сталь 45

Образцы, сваренные в соляной ванне, исследовать металлографическим методом не представлялось возможным, так как после разрезки на отдельные сегменты они разрушались. Кроме того, как показали исследования, в зону контакта проникает солевой раствор.

4 Обсуждение

На рис. 1 видно, что большие значения перемещений возникают по краям соединения. Это, вероятно, связано с более быстрым нагревом торцевых поверхностей свариваемых деталей и, как следствие, с неравномерностью нагрева соединения по длине. Применение расплава солей обеспечивает относительно равномерный нагрев деталей, так как изменения наружного диаметра соединения значительно меньше, чем при нагреве в газовой среде.

Можно предположить, что образование сварного соединения в первом случае объясняется ха-

рактором деформации (рис. 1), свидетельствующем об изгибе поверхности контакта и, тем самым, реализации в центральной области соединения необходимого давления. Согласно рис. 1, в случае сварки в соляной ванне все точки поверхности контакта по длине получают примерно одинаковые перемещения. Возникающее в этом случае контактное давление недостаточно для образования сварного соединения. Это подтверждается работой [3], где показано, что на диффузионный процесс влияют напряжения, которые существуют только в момент его протекания. Напряжения в предварительно деформированном металле не влияют на скорость диффузии, так как в результате релаксации они исчезают при нагреве до температуры, не вызывающей еще заметной диффузии.

Следовательно, натяг деталей, получаемый при нормальной температуре, позволяет только смять микронеровности и получить большую физическую площадь контакта и не дает возможности управлять величиной контактного давления при температуре сварки.

Во избежание проникания солевого раствора торцы соединения необходимо герметизировать специальными замазками. Эксперименты, проведенные с герметизацией шва жидким стеклом, позволили получить чистые контактные и наружные поверхности как при сварке в воздушной среде, так и в соляной ванне. Однако во втором случае давление для образования соединения недостаточно.

Получение диффузионного однородного соединения по всей длине возможно при использовании специальной оснастки – внешней обоймы, материал которой имеет коэффициент температурного линейного расширения меньше, чем у свариваемых материалов [3]. Напряжения от деформаций, вызываемых различием коэффициентов температурного линейного расширения, существенно увеличивают скорость диффузионных процессов и обеспечивают требуемое контактное давление в период времени, достаточный для образования соединения.

5 Выводы

В результате проведенных исследований можно сделать выводы:

1. Проведение диффузионной сварки соедине-

ний по охватываемым поверхностям в жидкой среде позволяет получить более равномерный нагрев;

2. Герметизация торцов соединения специальными замазками исключает проникание среды сварки в шов;

3. Величина натяга деталей, получаемого при нормальной температуре, не дает возможности управлять величиной контактного давления при температуре сварки.

4. Применение специальной оснастки – внешней обоймы из материала с определенными физико-механическими свойствами позволяет получить требуемое контактное давление при диффузионной сварке однородных соединений по охватываемым поверхностям.

Полученные данные могут найти применение при разработке технологических процессов изготовления биметаллических переходников в криогенных, энергетических аппаратах, самолето-, ракетостроении. Проведенные экспериментальные исследования позволяют упростить технологию производства переходников без снижения эксплуатационных характеристик и уменьшить их себестоимость.

Перечень ссылок

1. Казаков Н. Ф. Диффузионная сварка материалов. М.: Машиностроение, 1976. – 312 с.
2. Сварка разнородных металлов и сплавов / В.Р. Рябов, Д.М. Рабкин, Р.С. Курочко, Л.Г. Стрижевская. – М.: Машиностроение, 1984. – 239 с.
3. Соединение труб из разнородных материалов / С. Н. Киселев, Г. Н. Шевелев, В. В. Рощин и др. М.: Машиностроение, 1981. – 176 с.
4. Каракозов Э. С. Сварка металлов давлением. М.: Машиностроение, 1986. – 280 с.
5. Карпович Е.В. Формирование зоны соединения при изготовлении переходников с развитыми поверхностями контакта // Вісник дніпропетровського університету. Ракетно-космічна техніка. – Випуск 4. – Дніпропетровськ: ДГУ, 2000. – С. 76-80.

Поступила в редакцию 12.03.2007

У роботі наведено результати досліджень впливу середовища на якість з'єднань по охоплюваних поверхнях з однорідних матеріалів, що одержано методом дифузійного зварювання. Показано, що рідке середовище (сольовий розплав) забезпечує більше рівномірне нагрівання, але не дозволяє одержати необхідного контактного тиску. Наведено рекомендації для підвищення якості розглянутого типу з'єднань.

The results of researches of an environmental effect on quality in junctions of homogeneous materials surfaces received by a method of a diffusion welding are indicated. The fluid medium (saline melt) ensures more even heating, but does not allow to receive demanded contact pressure. The recommendations for improvement of the quality of a considered type junctions are given.

УДК 621.793

К. А. Корсунов, Е. А. Ашихмина

ЗАЩИТНОЕ ПОКРЫТИЕ TiZrN В АВИАДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИИ

В статье освещены испытания по эрозионной и коррозионной стойкости покрытия TiZrN для лопаток компрессора (титановый сплав BT-8). Обговорены условия применимости данного покрытия по полученным результатам исследований.

Постановка проблемы и ее альтернативное решение

Одной из важнейших задач совершенствования вертолетных двигателей является повышение надежности и ресурса их работы. Надежность и ресурс двигателей непосредственно определяют безопасность полетов и экономическую эффективность эксплуатации, что зависит от многих факторов. Известно, что главными причинами повреждения деталей двигателей являются исчерпание запасов длительной и малоцикловой прочности, усталость, износ, и, особенно, коррозия и эрозия.

Так, во время работы вертолетного двигателя в тропическом (или морском) климате и на песочных почвах, поверхностный слой лопаток интенсивно разрушается, лопатки подвергаются коррозионным и эрозионным воздействиям. Согласно статистическим данным, эрозионные повреждения лопаток компрессора наблюдаются на входной и выходной кромках пера, причем, повреждения находятся в верхней части пера, т.е. на 2/3 поверхности от верхней части пера. Коррозионные повреждения могут быть в любом месте пера лопатки, как в верхней части пера лопатки, так и в прикомлевой.

Степень и характер эрозионного износа компрессорных лопаток зависят от дисперсного состава и количества пыли, засасываемой в двигатель. Характер же запыленности воздуха на входе в компрессор зависит от многих факторов, в том числе и от скорости потока несущего винта [1]. Соответственно, чем больше засасываемой пыли, тем быстрее будет происходить эрозионный износ лопаток. По мере продвижения вдоль компрессора частицы пыли дробятся и сепарируются к периферий-

ным сечениям лопаток, почему и обнаруживаются при дефектации лопаток эрозионные повреждения в верхней части пера.

Согласно проведенному статистическому анализу по Актам о забраковании деталей с вертолетных двигателей, в процессе ремонта забраковывается по эрозионному износу большой процент лопаток (см. табл. 1), не имеющих защитных покрытий, что, в свою очередь, повышает стоимость ремонтных работ.

Поскольку материал лопаток – сравнительно мягкий титановый сплав, подверженный эрозии, а лопатки – одни из дорогостоящих деталей двигателя и при большом количестве забракованных лопаток соответственно стоимость ремонта повышается, то было решено наносить на лопатки защитное покрытие. Причем, покрытие для лопаток компрессора должно удовлетворять следующим эксплуатационным требованиям:

- высокие эрозионная и коррозионная стойкости;
- жаростойкость до +400 °С;
- тонкое (толщина до 20 мкм), чтобы не увеличивать массу лопатки.

Широко известно давно применяемое покрытие из TiN, которое наносится в вакууме плазменно-ионным конденсационным напылением. Такое покрытие используют в инструментальном производстве для увеличения срока службы режущего и другого инструмента и повышения его эрозионного износа при работе, как декоративное износостойкое покрытие при изготовлении предметов быта, а также и в авиационной отрасли. Однако, покрытие из TiN, имея достаточно высокую эрозионную стойкость (0,019-0,028 г/мин [2]) и микротвердость

Таблица 1 – Процент забракования лопаток компрессора при ремонте (статистические данные по 80-ти двигателям)

Деталь \ Степень компрессора	1	2	3	4	5
Рабочая лопатка компрессора (титановый сплав BT-8)	51%	30%	25%	22%	20%

(21,2-27,4 ГПа [2]), работает всего лишь до температур +350 °С и обладает низкой коррозионной стойкостью (1 балл по пятибалльной шкале [3]). Чтобы повысить коррозионную стойкость и рабочие температуры покрытия, в материал покрытия при его напылении было решено ввести цирконий. Цирконий имеет исключительную коррозионную стойкость во многих агрессивных средах, причем, коррозионная стойкость циркония в щелочах выше, чем тантала, титана и нержавеющей стали. Высокая инертность циркония в агрессивных средах и при различных температурах. Цирконий устойчив в воде и водяных парах до +300 °С, при его добавлении в стали и сплавы коррозионная стойкость материала повышается в несколько раз.

В процессе экспериментов покрытие из TiZrN (нитрида титана-циркония) наносилось на установку "Булат-6" на рабочие лопатки компрессора (титановый сплав ВТ-8). Покрытие из TiZrN получилось желтовато-золотистого цвета (см. рис. 1).

Для определения эрозионной и коррозионной стойкости покрытия были проведены испытания согласно существующим методикам.

Испытания на эрозионную стойкость покрытия TiZrN

Для этого были отобраны лопатки компрессора без покрытия и с покрытием TiZrN, взвешены с точностью до 10^{-4} г на аналитических весах. Лопатки



Рис. 1. Покрытие из TiZrN, нанесенное на лопатки компрессора вертолетного двигателя в вакууме плазменно-ионным методом

с покрытием и без него одновременно обдували сжатым воздухом с кварцевым песком, при этом давление воздуха составляло $4 \cdot 10^5$ Па, диаметр сопла 20 мм, размер частиц основной фракции песка 0,14-0,21 мм, угол обдува к поверхности 20-30 °. По истечении каждые 5 минут обдувки лопатки взвешивали на аналитических весах и определя-

ли потерю массы (рис. 2). Скорость эрозии покрытия TiZrN составляет 0,0121 г/мин, что гораздо меньше значения скорости эрозии покрытия TiN.

Из графика на рис. 2 видно, что по истечении 5 минут обдувки потеря массы лопатки без покрытия составляет 0,85 %, тогда как потеря массы лопатки с покрытием TiZrN всего лишь 0,2 %. А через 25 минут обдувки потеря массы лопатки без покрытия уже достигает 4,2 %, а лопатки с покрытием TiZrN – 0,8 %.

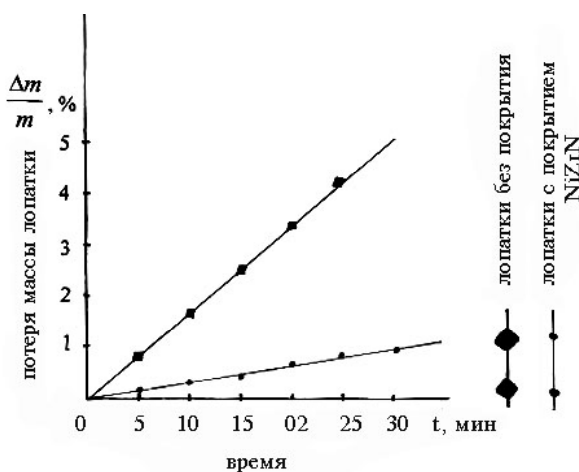


Рис. 2. График зависимости потери массы лопаток от времени обдува при эрозионных испытаниях

Испытания на коррозионную стойкость покрытия TiZrN

Лопатки с покрытием TiZrN подвергали периодическим нагревам до 400 °С с охлаждающим воздействием коррозионно-активной среды (5 %-й солевой раствор), имитирующей условия работы в морском (тропическом) климате. Количество периодических циклов было принято равным 100. Во время проведения испытания наблюдался рост солевых отложений в виде белых пятен (занимаемая площадь составляла 2 % от общей, см. рис. 3), которые легко счищались заостренной деревянной палочкой. Других видов коррозии не наблюдалось. Следовательно, оценка коррозионных поражений (солевых отложений) по 10-ти балльной шкале из методики оценки соответствует 6 баллам, оценка коррозионных поражений (окислообразных) соответствует 10 баллам согласно той же литературе [4].

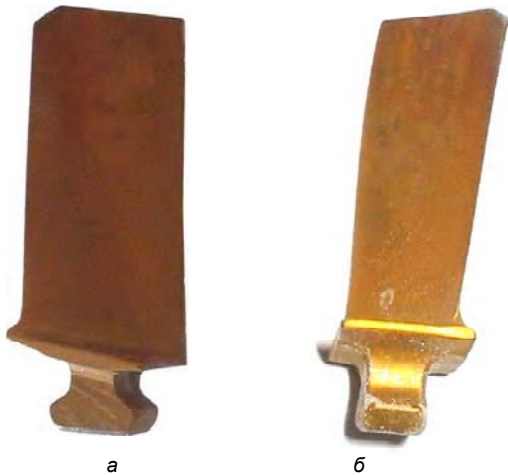


Рис. 3. Коррозионно-солевые отложения на лопатках компрессора:

а – лопатка после 50 циклов испытания (никаких признаков коррозии не обнаружено);
б – лопатка после 100 циклов испытания (видны белые точки – солевые отложения, которые убираются деревянной палочкой)

Измерение микротвердости и определение жаростойкости покрытия

Как показали проведенные измерения микротвердости покрытия TiZrN на приборе ПМТ-3 покрытие имеет высокую микротвердость – 34,02 ГПа. Известно, что нанопокрyтие на основе сложных нитридов титана с микротвердостью не менее 22 ГПа считается качественным с сохранением своих свойств [5]. Лопатки компрессора с покрытием TiZrN отжигали в течение трех часов при различных температурах.

Таблица 2 – Микротвердость покрытия TiZrN

Температура, °С	25	300	400	500
Микротвердость, ГПа	34,02	32,51	25,08	24,19

Из таблицы 2 видно, что микротвердость покрытия TiZrN с увеличением температуры отжига уменьшается, что вероятнее всего происходит из-за разупрочнения слоя покрытия TiZrN и диффузии частиц покрытия в мягкий материал лопатки компрессора (титановый сплав BT-8). Согласно вышеизложенному, покрытие TiZrN должно работать без существенных изменений своих свойств при темпе-

ратурах до +500 °С.

Выводы

Для защиты лопаток компрессора (титановый сплав BT-8) было выбрано и нанесено с помощью установки "Булат-6" покрытие TiZrN желтовато-золотистого цвета. Данное покрытие было испытано на коррозионную, эрозионную и жаростойкость, а также определена его микротвердость. Полученные результаты исследования показывают, что, применяя покрытие TiZrN на лопатках компрессора, можно увеличить их эрозионную стойкость в 4-5 раз, а, следовательно, и срок службы как минимум в 1,5-2 раза, это позволит лопаткам работать без замены более одного межремонтного ресурса (500 ч).

Покрытие имеет очень высокую коррозионную стойкость к морской воде и его применение возможно в различных климатических условиях при рабочих температурах до +400 °С.

По жаростойкости покрытие TiZrN превосходит покрытие из TiN, и полученные данные позволяют эксплуатировать детали с TiZrN при рабочих температурах до +500 °С. Покрытие из TiZrN может использоваться в авиационной и других промышленности.

Перечень ссылок

1. Алексеев В.К., Волкова Л.Ф., Гликсон И.Л., Лукьянов В.С. Распределение пылевых частиц в проточной части компрессора //Авиационная промышленность. – 1989. – №7. – С. 24-25.
2. Кабалдин Ю.Г. Структура прочности и износостойкость композиционных инструментальных материалов. – Владивосток: Дальнаука, 1996. – 183 с.
3. Душкин А.М., Прошин А.Б., Иванов Е.Г. Защитные покрытия для стальных лопаток компрессора ГТД //Авиационная промышленность. – 1988. – №7. – С. 13-15.
4. ГОСТ 9.311-87. Покрытия металлические и неметаллические неорганические. Метод оценки коррозионных поражений. – Введ. 01.07.88. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 10 с.
5. Табаков В.П. Работоспособность инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана. Ульяновск: УлГТУ, 1998. – 123 с.

Поступила в редакцию 05.03.2007

Стаття освiчує випробування з ерозійної та корозійної тривкості покриття TiZrN для лопаток компресору (титановий сплав BT-8), а також умови застосування даного покриття зiгідно з отриманими результатами випробувань.

The article has presented the results of erosive and corrosive tests an resistance of TiZrN coating on compressor blades (titanium alloy BT-8). Conditions for adaptability of this coating as per results of the research have been discussed.

УДК 621.791

А. К. Федючук, Н. Е. Калинина, О. А. Кавац

ВЫБОР ТОЛЩИНЫ ЛЕНТ ПРИПОЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПАЯНЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

В статье рассмотрено влияние толщины припоя на формирование паяных соединений конструкций типа теплообменника с регулярно профилированным наполнителем. Определен диапазон толщин лент припоев, обеспечивающий заданный уровень качества, прочности при малоциклическом нагружении.

Введение

Паяные неразъемные теплообменники для авиационной и космической техники — наиболее компактный вариант (меньшего веса и размеров) таких агрегатов, где весь материал используется для теплопередачи. Паяные теплообменники с низкими объемно-массовыми характеристиками состоят из обшивки, корпуса и наполнителя с регулярно профилированными поверхностями.

Формулирование проблемы

Готовый припой в виде фольги толщиной до 0,15 мм в виде лент и полос размещают на одной из паяемых поверхностей по разработанным схемам [1]. Необходимый для их пайки пластичный припой традиционно изготавливают в виде катаной полосы. Современные высокотемпературные припои вследствие сложного химического состава обладают низкой пластичностью и легко растрескиваются при деформации. При прокатке слитков таких припоев выход годного при толщине лент не менее 0,12 мм лишь 20 % [2].

Основным недостатком паяных конструкций теплообменников является частичное или полное заплывание каналов при избытке припоя. При недостатке припоя или низкой температуре пайки возможны непропаи, а также неполное растворение технологического покрытия из-за недостатка жидкой фазы, что приводит к снижению прочности и даже разрушению конструкции по паяным соединениям при испытании или в процессе эксплуатации [3].

Обычно экспериментальным путем на опытных партиях узлов определяют оптимальные схемы нанесения дозированного количества лент припоя, показатели сварочного тока и длительность импульса их точечной сварки. Поэтому нанесение тонких лент припоя на паяемые поверхности узлов до сих пор является актуальным.

Целью данной работы являлось определение влияния толщины припоя на формирование паяных соединений конструкций типа теплообменника с регулярно профилированным наполнителем и диапазон толщин лент припоев, обеспечивающий заданный уровень качества, прочности при малоцик-

лическом нагружении.

Материалы и исследования

Работа проводилась на образцах-имитаторах из коррозионностойких марок сталей. Образец-имитатор состоит из корпуса в виде диска диаметром 100 мм и квадратной крышки размером 102×102×1 мм. Химический состав и толщина лент опытных припоев приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Химический состав и толщина лент опытных припоев

Номер сплава	Толщина, мкм	Массовая доля элементов, % масс.				
		Ni	Mn	Cr	Si	Другие
1	120	о с н о в а	35	20	0,8	9 Co
2	120		40	9	0,5	—
3	50		35	20	0,8	9 Co
4	45		11	20	—	4 Nb
5	25		—	13	7,0	—

Подготовку паяемых поверхностей образцов выполняли по штатным технологиям электрохимическим полированием и никелированием. Припои разными схемами на паяемую поверхность крышек крепили точечной конденсаторной сваркой (рис. 1).

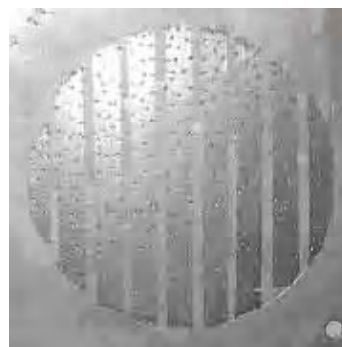


Рис. 1. Схема нанесения припоя на поверхность крышки

Паяемые детали имитаторов собирали в пакет и заваривали по периметру ручной аргонодуговой сваркой, затем производили сборку пакетов в сварной комплект с закольцовкой паяемых полостей трубками в общий коллектор. Пайку сварных комплектов вели в индукционной печи типа ИП100 по режиму: $T_{\text{пайки}} = 1210-1235\text{ }^{\circ}\text{C}$; время выдержки 20 мин. Контроль температуры пайки выполняли термопарами ХА.

Спаянные комплекты образцов-имитаторов подвергли гидроиспытаниям с последовательным удалением разрушившихся образцов из пакета, заваркой магистрали и последующими нагружениями на более высокое давление. Не разрушенные при гидравлических испытаниях образцы подвергали рентгеноконтролю на наличие заплавлений каналов и скоплений в них припоя.

Образцы, которые не разрушились в ходе гидроиспытаний, подвергли механической обработке для вскрытия паяемых полостей и их визуального осмотра и дальнейших исследований. Качество пайки образцов-имитаторов определяли визуальным осмотром внутренних полостей и металлографическим методом.

Результаты работы и обсуждение

Значения величин давления P и числа циклов N при испытаниях приведены в таблице 2.

При визуальном осмотре внутренних поверхностей разрушенных образцов и раскрытых с помощью механической обработки обнаружено, что внутренние поверхности корпусов и крышек светлые, изломы паяных швов по лентам припоя шероховатые, а между ними – гладкие. На внутренних поверхностях крышек ряда образцов наблюдаются остатки лент припоя №1 (рис. 2).

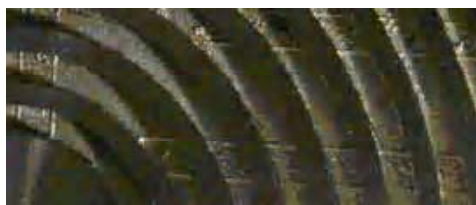


Рис. 2. Остатки лент припоя №1 после пайки

На 2 образцах из 16 с покрытием никеля до 30 мкм, спаянных припоями №1 и №2 толщиной 120 мкм, обнаружены скопления и заплавления каналов длиной 1,5-7 мм (рис. 3).

Металлографическим исследованием на микроскопе МИМ-8М установлено, что толщина швов, паяных на нижнем температурном режиме припоями №1 и №2 толщиной 120 мкм, во всех образцах составляет 0,08-0,15 мм в местах установки лент припоя (рис. 4).



Рис. 3. Заплавления каналов на образцах

Между лентами припоя паяные швы сформировались без галтелей, в основном, за счет никелевого покрытия. В паяных соединениях обнаружены непропаи между лентами припоя. На образцах, спаянных припоями №1 и №2 толщиной 120 мкм на оптимальном режиме, толщина паяных швов составляет 50-80 мкм. Паяные швы плотные, с галтелями, непропаев в соединениях не обнаружено. На внутренних поверхностях крышек наблюдается облуживание толщиной 10-40 мкм. Облуживание припоем №2 наблюдается также на боковых поверхностях рёбер и на их радиусных участках. Толщина закристаллизовавшегося припоя между ребрами по ленте составляет 60-80 мкм, что свидетельствует о его большей жидкотекучести в сравнении с припоем №1. Качество пайки образцов припоями № 1 и № 2 толщиной лент 120 мкм удовлетворительное. Характер формирования паяных швов и растекание припоев свидетельствует о пайке на верхнем температурном режиме.

В образцах, спаянных припоем № 4 толщиной 40 мкм, толщина паяных швов составляет 80 мкм.

Таблица 2 – Количество образцов, циклов и давления испытаний

Толщина ленточного припоя	Параметры гидроиспытаний									
	1-й цикл		2-й цикл		3-й цикл		4-й цикл		5-й цикл (разрушение)	
	P , МПа	N	P , МПа	N	P , МПа	N	P , МПа	N	P , МПа	$N_{\text{общ.}}$
25	195	17	225	2	380	1	520	1	540	21
50	190	14	250	2	380	1	540	1	560	18
80	200	17	290	2	380	1	540	1	600	21
100	200	17	290	2	340	3	580	1	600	23
120	190	14	250	2	380	1	540	1	820	18
145	200	17	290	2	340	1	540	1	820	21

Между ребрами толщина закристаллизовавшегося припоя составляет 40-50 мкм, под ним наблюдается нерастворившееся никелевое покрытие толщиной 20 мкм. Разрушение произошло как посередине паяного шва, так и по границе с паяемым металлом.

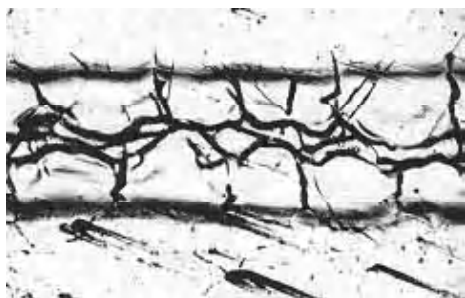


Рис. 4. Микроструктура паяного соединения, $\times 100$

Неудовлетворительное формирование паяных швов припоем № 5 на образцах обусловлено малой его толщиной $\delta = 25$ мкм и недостаточным количеством жидкой фазы в процессе пайки, что послужило причиной их разрушения при низких давлениях. Давление разрушения одного образца выше за счет наличия утолщенного никелевого покрытия на паяемых поверхностях корпуса и крышке. Толщина паяных швов составляет ~ 40 -60 мкм.

Выводы

Проведенные исследования показали, что:
- оптимальный режим пайки никелевыми припоями по никелированной или электрополированной поверхности обеспечивает давление разрушения образцов не менее 60 МПа;

- оптимальная схема нанесения лент припоев толщиной до 80 мкм исключает образование заплавлений, но не гарантирует высокой прочности паяных соединений;

- оптимальные схемы нанесения лент припоев толщиной 80-120 мкм обеспечивают высокую прочность паяного соединения и не исключают образование заплавлений.

Перечень ссылок

1. И.Г. Петрунин. Пайка металлов. М.: "Металлургия", 2003.
2. Л.С. Кривуша, А.К. Федючук. Исследование науглероживания стали 12X18H10T // Металлургия и коксохимия, 1987. – № 22. – С. 58-59.
3. Г.М. Воробьев, Калинина Н.Е. Исследование факторов, снижающих прочность паяных теплообменников // Строительство, материаловедение, машиностроение, 2003. – № 22. – С. 21-23.

Поступила в редакцию 05.03.2007

У статті розглянуто вплив товщини припою на формування паяних з'єднань конструкцій типу теплообмінника з регулярно профільованим наповнювачем. Визначено діапазон товщин стрічок припоїв, що забезпечує заданий рівень якості, міцності при малоциклічному навантаженні.

The article considers the influence of solder thickness on formation of soldered joints in structures of heat-exchanger with a profiling filler. Thickness range for solder tape providing required quality, strength at low cyclic loading has been found.

УДК 621.438.002.2

Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, А. А. Войтенко

ПРОГРЕССИВНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОФИЛЬНЫХ КОЛЬЦЕВЫХ ЗАГОТОВОК ДЛЯ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Представлен прогрессивный технологический процесс и оборудование для изготовления высокоточных профильных кольцевых заготовок (КЗ) с низкой трудоемкостью и металлоемкостью.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Постоянное увеличение стоимости материалов в машиностроении, а особенно при изготовлении авиационных газотурбинных двигателей, выдвигает настоятельные требования применения технологических процессов, снижающих материалоемкость изделий.

В производстве современных авиационных двигателей большую долю серийности, наравне с лопатками, занимает изготовление деталей типа колец (направляющие аппараты, корпуса высокого и низкого давлений, камера сгорания, сопловые аппараты и др.).

Детали типа колец изготавливают из заготовок, полученных различными методами: свободной ковкой с раскаткой на молотах, объемной штамповкой, раскаткой на раскатных станах, отрезкой из трубной заготовки, гибкой плоских и профильных полос с последующей сваркой.

Раскатка КЗ на молотах свободнойковки предполагает помимо тяжелого ручного труда и большие припуски для дальнейшей механической обработки.

Изготовление КЗ методом штамповки приводит, помимо недостатков указанных выше, к большому расходу металла из-за потерь на выдру и заусенец. Получение КЗ методом раскатки на раскатных машинах (станах) является одним из распространенных способов их получения, так как предполагает применение универсальной оснастки. Но оборудование является очень громоздким и дорогостоящим и при его применении проблематично получение КЗ с тонкими сечениями, в технологическом процессе имеются потери металла при прошивке отверстий в поковке и большие припуски. Кроме того, ограничен коэффициент обжатия за один проход. При коэффициенте обжатия больше 3 и сложном профиле кольца раскатку производят за несколько переходов.

При изготовлении колец из трубных заготовок большой проблемой является получение требуемых размеров труб по внешнему и внутреннему диаметрам и их огромная номенклатурность, что

экономически невыгодно при малой серии производства.

Изготовление КЗ гибкой плоских и профильных полос с последующей сваркой применяется для широкой гаммы размеров колец, экономическая эффективность которых увеличивается с увеличением точности изготовления КЗ и приближением их конфигурации к контуру готовой детали (табл. 1).

Изготовление сварных КЗ из непрофилированного листа на ОАО "Мотор Сич" получило широкое распространение, однако появилась настоятельная потребность в получении профильных КЗ из жаропрочных и титановых сплавов, нержавеющей и конструкционных сплавов, максимально приближенных к контуру готовой детали (рис. 1).



Рис. 1. Сварная кольцевая заготовка из профильного проката (а) и листа (б)

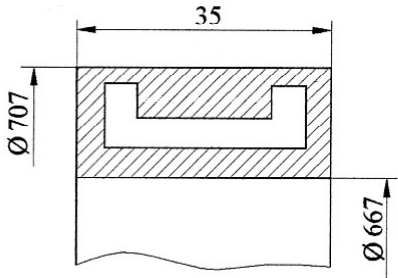
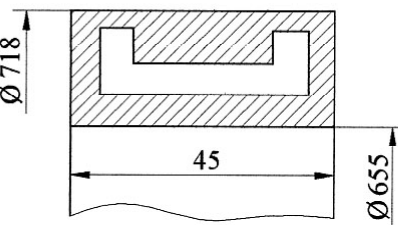
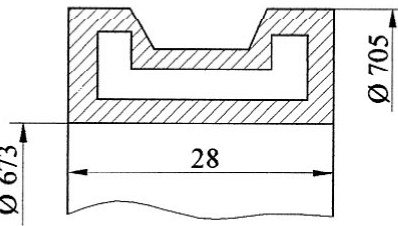
Цель работы

Разработка прогрессивной технологии изготовления кольцевых заготовок с низкой трудоемкостью и металлоемкостью.

Результаты работ и исследований

Для изготовления кольцевых заготовок с малой трудоемкостью и металлоемкостью на ОАО "Мотор Сич" создан комплекс оборудования, прове-

Таблица 1 – Сравнительный анализ технологий изготовления кольцевых заготовок

Технологическая схема изготовления КЗ (титановый сплав ОТЧ-1)	Эскиз КЗ	Масса КЗ, кг	КИЗ*
Гибка и сварка из листа		3,29	0,29
Раскатка на раскатных станах		4,38	0,21
Гибка и сварка из профильной полосы		2,68	0,35
*КИЗ = Коэффициент использования заготовки = $\frac{\text{Масса готовой детали, кг}}{\text{Масса КЗ, кг}}$			

дены исследования и разработан прогрессивный технологический процесс, предусматривающий прокатку профильной полосы, гибку ее в кольцо и сварку (рис. 2).

Прокатка профильной полосы по геометрии, соответствующей сечению КЗ, производится из полосы, порезанной из листа на гильотинных ножницах. Толщина полосы принимается из условия:

$$h_{пол} = (2,1 \dots 2,3) h_{пр}, \quad (1)$$

где $h_{пр}$ – толщина профильной полосы.

Ширину полосы принимаем равной:

$$B_{пол} = (1,7 \dots 2,6) l_{пр}, \quad (2)$$

где $l_{пр}$ – развертка профиля прокатываемой полосы.

Длина такой полосы должна соответствовать:

$$l_{пол} = \frac{\pi D_{КЗ}}{\mu_0} + \Delta l, \quad (3)$$

где $\pi D_{КЗ}$ – развертка сечения КЗ,

μ_0 – общий коэффициент вытяжки (удлинения) профильной полосы при прокатке в 1, 2 и 3 калибрах

$$\mu_0 = \mu_{1к} \cdot \mu_{2к} \cdot \mu_{3к} = \frac{F_{ИП}}{F_{КЗ}},$$

где $F_{ИП}$, $F_{КЗ}$ – площадь сечения исходной (листовой) полосы и КЗ соответственно;

Δl – длина концевых отходов профильной полосы, вызванных неустановившимся процессом прокатки на входе и выходе полосы из валков в первом и третьем калибрах.

Для стана 280 $\Delta l = (40 \dots 60)$ мм.

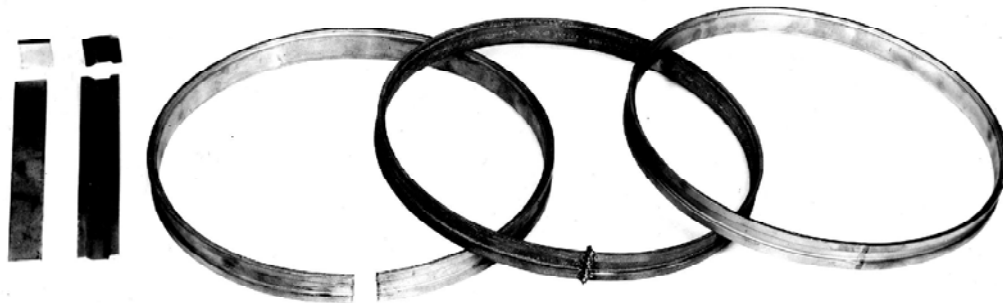
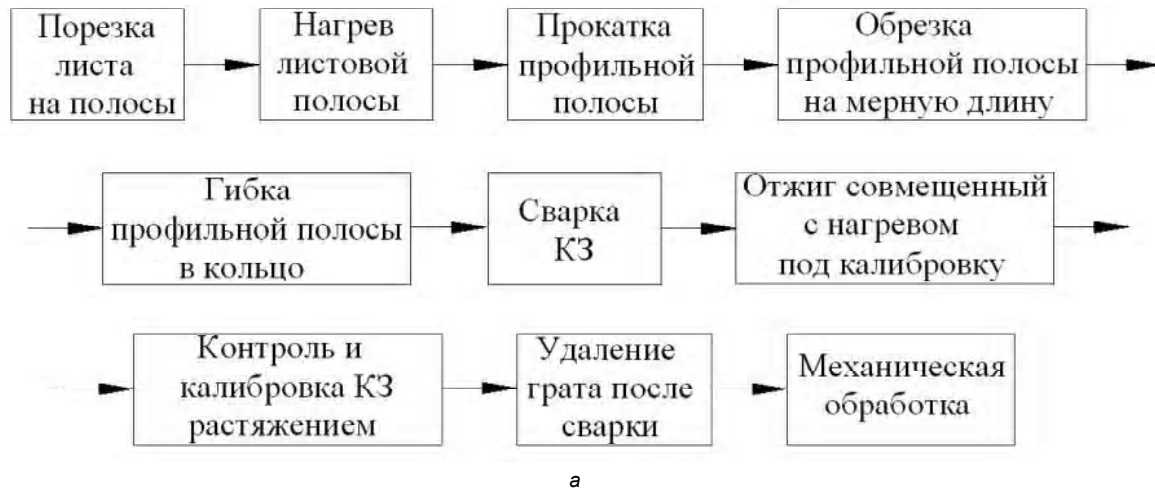


Рис. 2. Схема технологического процесса (а) и последовательность изготовления (б) высокоточных кольцевых заготовок:

- 1 – исходная заготовка (полоса); 2 – профильная полоса;
3 – кольцевая заготовка, согнутая на планетарно-гибочной машине;
4 – сваренная кольцевая заготовка; 5 – кольцевая заготовка

Нагрев исходной полосы перед прокаткой производится в электрической проходной печи до температуры горячей деформации для соответствующего материала.

После нагрева листовая полоса сразу прокаты-

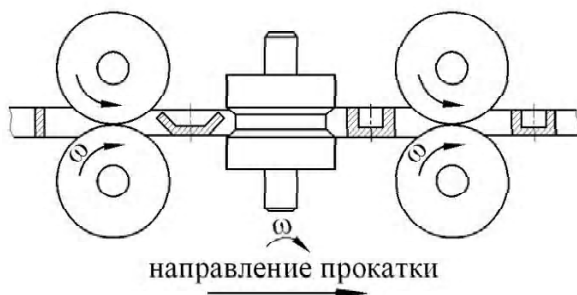


Рис. 3. Схема прокатки профильной полосы на непрерывном трехпарном стане 280

вается на трехпарном непрерывном стане 280 за один проход (рис. 3, 4). Прокатка профильной полосы с одного нагрева из листовой полосы, имеющей тонкие сечения и, следовательно, малый запас тепловой энергии, стала возможной благодаря конструкции стана 280 (табл. 2), где деформирующие валки расположены на максимально близком расстоянии друг от друга [1].

Ввиду некоторой дефицитности приобретения листа при малой серийности производства целесообразно профильные полосы получать из прутка с предварительной его прокаткой в полосу (рис. 5). При этом диаметр исходного прутка (при условии $2r_{пол} = h_{пол}$) определяем по выражению:

$$d_0 = \sqrt{\frac{4h(b-0,12h)\lambda}{\pi}}, \quad (4)$$

где λ – коэффициент, равный 1,10...1,15.

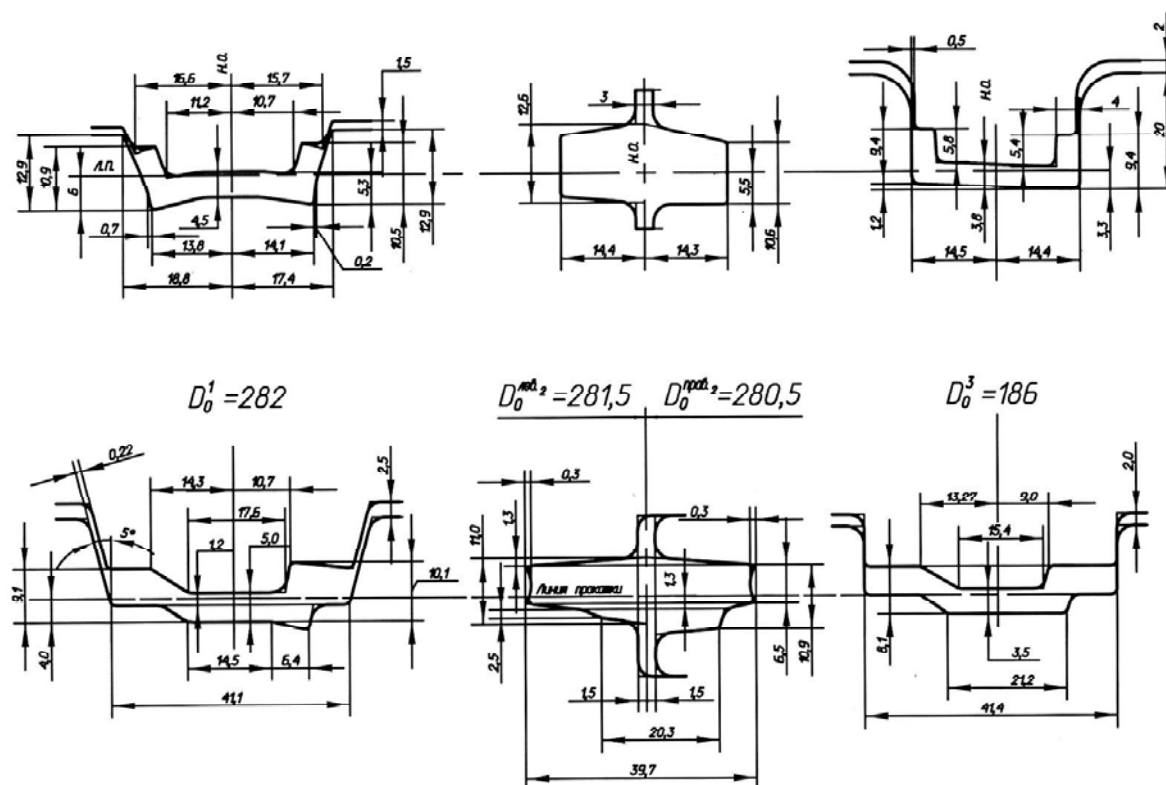


Рис. 4. Характерные калибровки валков для прокатки профильных полос на стане 280

Таблица 2 – Техническая характеристика стана 280

Наименование параметров	Един. измер.	Значения
Количество пар валков	шт.	3
Давление на валки, максимальное	тс	
первой и второй пар		80
третьей пары		40
Диаметры валков	мм	
первой и второй пар		282
третьей пары		180
Число оборотов валков, максимальное	об/мин	
первой и второй пар		57,14
третьей пары		58,82
Регулирование оборотов валков	—	бесступенчатое
Нажимное устройство валков	—	клиновое
Уравновешивание валков	—	пружинное
Привод валков	—	индивидуальный через редуктор
Передаточное отношение редукторов	ед.	
первой и второй пар валков		17,5
третьей пары валков		17
Масса	т	12,5

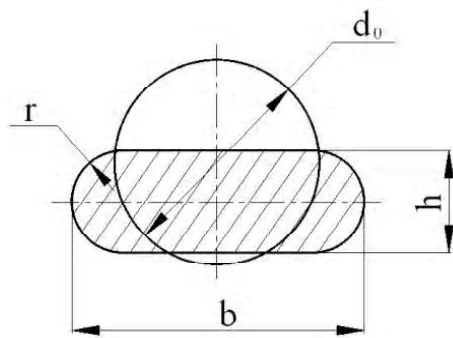


Рис. 5. Схема прокатки прутка на полосу

Оси валков (рис. 6, б) расположены в следующем порядке: первая (3) и третья (5) пары валков – горизонтальные, вторая (4) пара – вертикальная. Расстояние между осями соседних пар валков составляет 460 мм, что уменьшает время начала и конца прокатки и не позволяет потерять температуру прокатываемой полосы. Такое расположение валков (горизонтальное – вертикальное – горизонтальное) является весьма благоприятным фактором для прокатки круглых и шестигранных профилей, так как отпадает необходимость кантовки (поворота) профиля перед его задачей в следующий калибр.

Перед прокаткой каждая пара валков настраивается по зазору между буртами валков или по прокатанному профилю. В процессе прокатки возможна отдельная регулировка каждой пары валков. Для этого клиновые подушки 6, 7 и 8 перемещаются полыми винтами 9 и 10 и клином 12 до получения требуемого размера профиля (зазора между валками) с учетом упругой деформации клетки 1 и клетки 2 стана. Регулировка является очень точной, т. к. полный оборот винтов 10 уменьшает (увеличивает) зазор между валками на 0,3 мм, а гаек клина 12 и винта 13 на 0,025 и 0,1 мм соответственно. При этом подушки 6, 7 и 8 трех пар валков должны контактировать своими плоскостями друг с другом и клином 12, так как появление зазоров влияет на точность настройки и нормальную работу проводок 11.

В связи с тем, что прокатка профильной полосы происходит непрерывно в трех валках одновременно, а скорости выхода полосы из валков ввиду наличия опережения изменяются и не совпадают с оборотами самих валков, то необходимо согласовать скорости полосы и валков.

Основным правилом непрерывной прокатки является равенство секундных объемов металла, проходящего через все пары валков [3]:

$$F_1 V_{n1} = F_2 V_{n2} = F_3 V_{n3}, \quad (5)$$

где F – сечение полосы после выхода из валков,

V_n – скорость выхода полосы из валков.

При этом скорость выхода полосы из валков с учетом опережения равна:

$$V_{n1} = V_1 \cdot K_1; \quad V_{n2} = V_2 \cdot K_2; \quad V_{n3} = V_3 \cdot K_3, \quad (6)$$

Так как величины опережения в клетях (парах валков) близки между собой, то приняв $K_1 = K_2 = K_3$, выражение (6) можно записать:

$$F_1 V_1 = F_2 V_2 = F_3 V_3, \quad (7)$$

Если окружная скорость валков равна:

$$V = \frac{\pi D_K n}{60}, \quad (8)$$

где D_K – катающий радиус валков [4],

n – число оборотов валков,

то равенство (5) секундных объемов металла, проходящего через валки, можно выразить как

$$F_1 D_{K1} n_1 = F_2 D_{K2} n_2 = F_3 D_{K3} n_3 = \text{const}. \quad (9)$$

Определение числа оборотов валков, начиная с последней третьей пары валков (клетей), уменьшая обороты последующих пар валков с учетом того, что прокатку проводим с натяжением полосы между валками, для чего const в выражении (9) принимаем равной 0,99.....0,93, то есть уменьшаем секундный объем металла на 1.....3 %.

Тогда с учетом выражения (9) число оборотов для второй и первой пар валков составит:

$$n_2 = \frac{F_3 D_{K3} n_3}{K F_2 D_{K2}}; \quad n_1 = \frac{F_3 D_{K3} n_3}{K F_1 D_{K1}}, \quad (10)$$

где K – коэффициент, учитывающий натяжение полосы между валками

$K = (0,99...0,97)$.

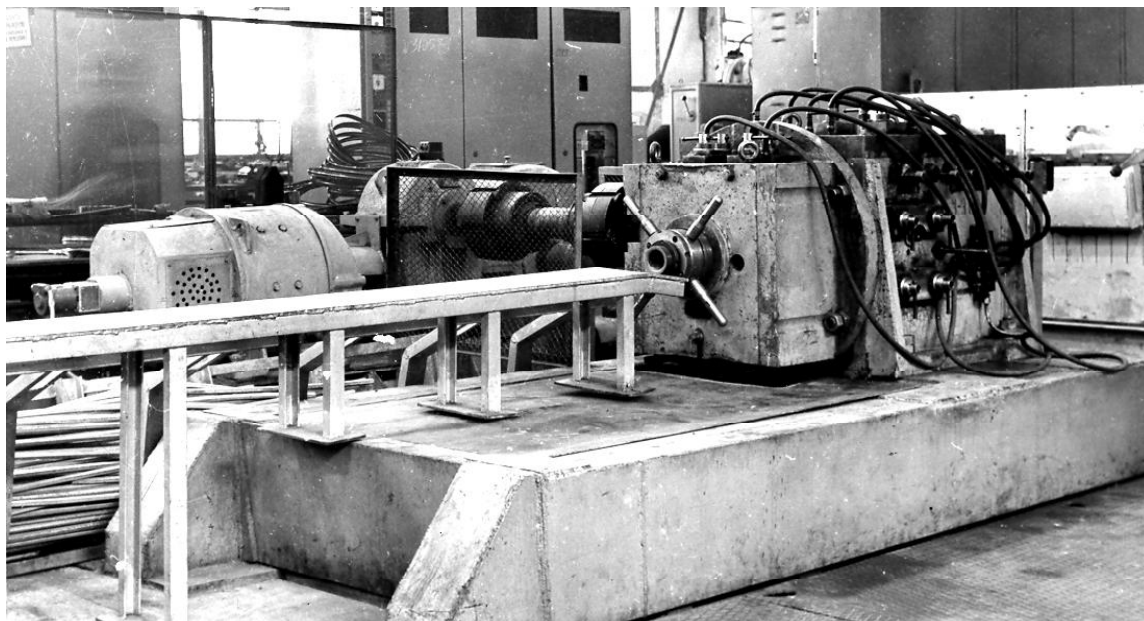
В соответствии с этим, число оборотов двигателей каждой пары валков будет равно:

$$U_{дв.} = n \cdot i, \quad (11)$$

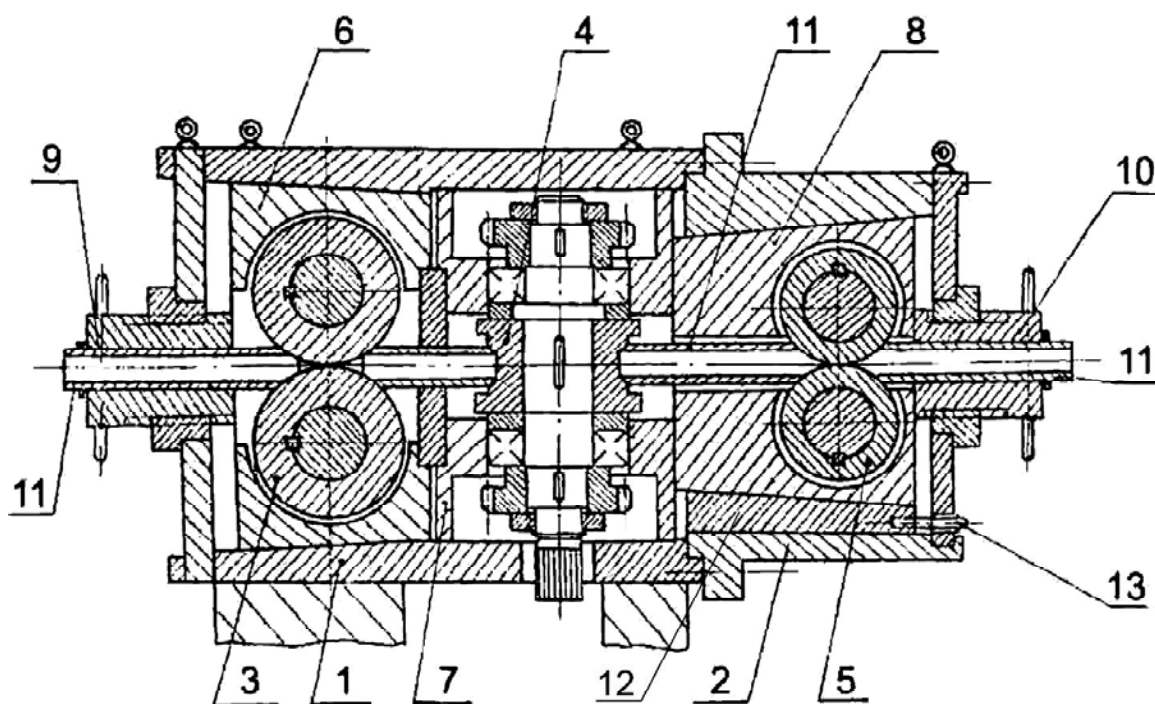
где i – передаточное число редукторов каждой клетки.

Профильные полосы (рис. 7) имеют точность $\pm 0,15$ мм, которая обуславливается соблюдением строгого температурного режима деформации, минимальным расстоянием между парами валков, наличием жесткой клетки 1 и 2 (см. рис. 6, б) стана и регулировочно-нажимных клиновых устройств.

После обрезки профильной полосы на мерные длины по выражению (3) на планетарно-гибочной машине (рис. 8) производится гибка ее в кольцо.



a



б

Рис. 6. Общий вид (а) и схема (б) непрерывного трехпарного стана 280
1- основная клеть; 2 – приставная клеть; 3, 4, 5 – 1, 2 и 3 пары валков соответственно; 6, 7 и 8 – подушки; 9, 10 – винт нажимной (регулируемый); 11 – проводки (вводная, 1-2 пар валков, 2-3 пар валков, выводная); 12 – регулировочный клин; 13 – винт

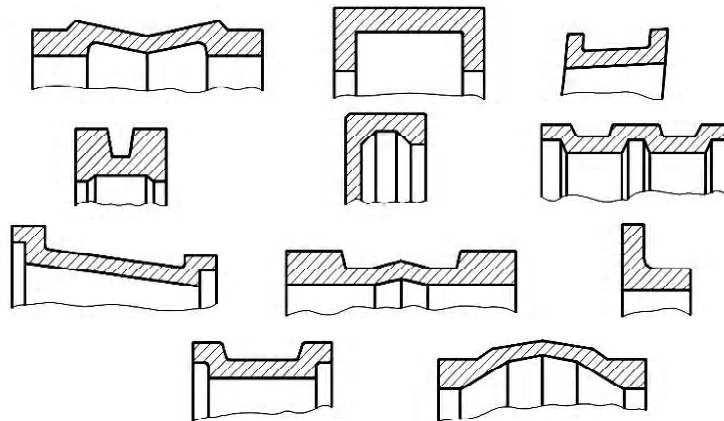
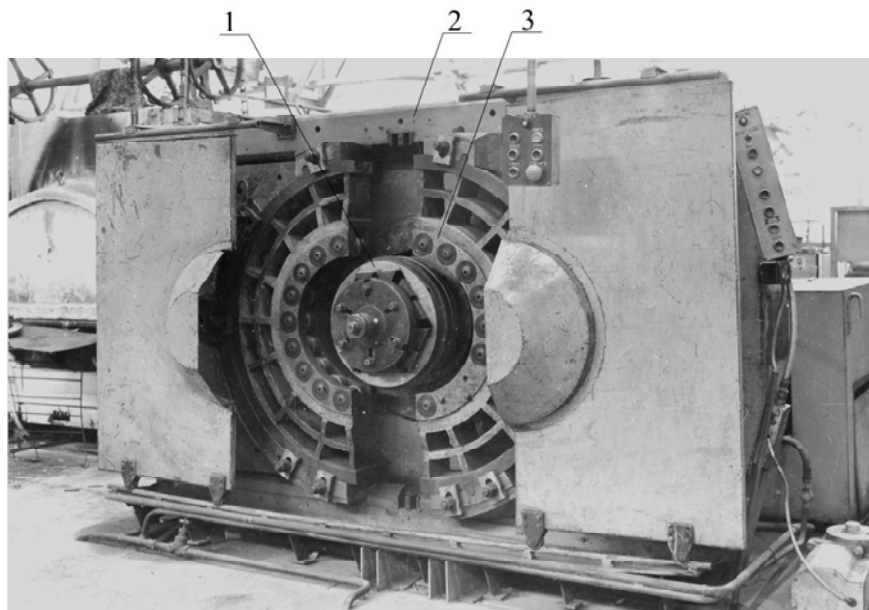


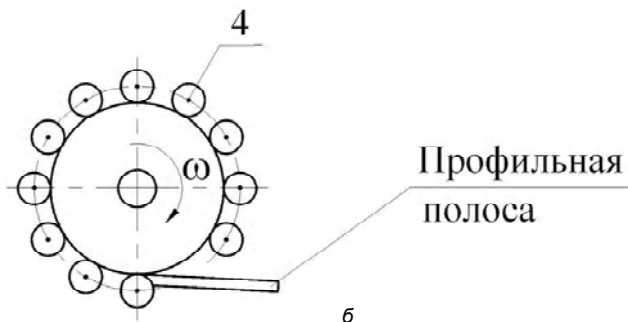
Рис. 7. Типовые сечения профильных полос для кольцевых заготовок

Конструкция планетарно-гибочной машины [2] отличается от известных машин наличием раздвижного ротора 1 и подвижных полуобойм 2, что обеспечивает получение строго круглого кольца (без прямых участков) и позволяет производить съем любого сложного сечения профиля КЗ с ротора после гибки (табл. 3).

Гибка профилей различной конфигурации (уголок, швеллер, тавр, корытный профиль и др.) производится после нагрева в электрической проходной печи между приводным ротором 1 с раздвижными секторами и неприводными роликами 4, установленными в подвижные полуобоймы 3.



а



б

Рис. 8. Общий вид (а) и схема (б) планетарно-гибочной машины
1 – ротор; 2 – клеть; 3 – полуобоймы; 4 – ролики

Таблица 3 – Техническая характеристика планетарно-гибочной машины

Наименование параметра	Единица измерения	Параметры
Поперечное сечение сгибаемых колец	мм	600
Диаметр колец - минимальный - максимальный	мм	300 1000
Крутящий момент на шпинделе	кгм	450
Усилие гидроцилиндра ротора - тянущее - толкающее	тс	10 12
Усилие сжатия подушек полуобойм - номинальное - максимальное	кгс	620 930
Число оборотов двигателя ротора	об/мин	1000
Масса	т	8

Профильная полоса подается в очаг деформации ровной без подгибки концов, а согнутое кольцо выходит круглым и имеет минимальный зазор в месте стыка. Для каждого вида кольца изготавливается специальная наладка: раздвижные сегменты, сидящие на роторе 1, полуобоймы 3 и проводка, служащая для правильной подачи профильной полосы в зону гибки.

Согнутое таким образом кольцо сваривается стыковой сваркой на машине К-617М. После зачистки грата производится горячая калибровка сваренных КЗ на секторной установке ПКД с растяжением 1.....2 %. При этом нагрев под калибровку совмещается с операцией отжига. Растяжением достигается не только высокая точность КЗ (табл. 4, рис. 9), но контроль качества стыковой сварки.

Технологический процесс получения КЗ позволяет сэкономить не только дорогостоящий материал, но и снизить трудоемкость дальнейшей механической обработки.

Эффективность разработанной технологии изго-

товления кольцевых заготовок из профильного проката по сравнению с технологией по методу специализированного металлургического завода (г. Кулебаки) представлена в табл. 5.

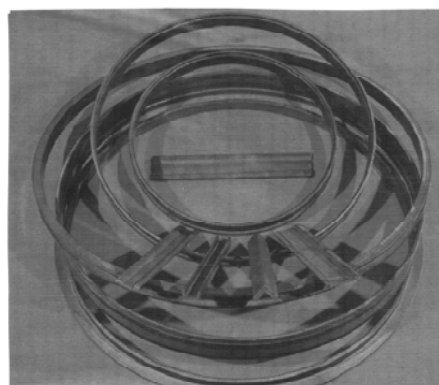
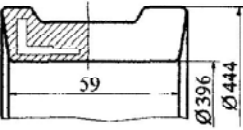
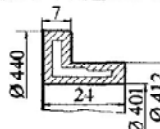
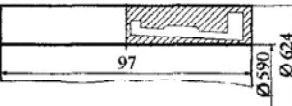
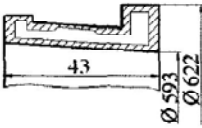
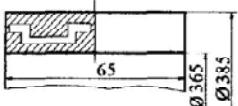
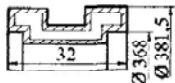
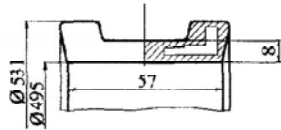
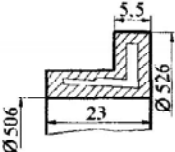
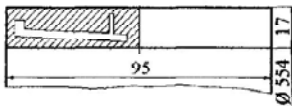
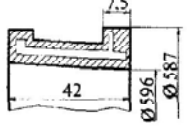
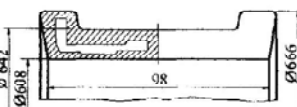
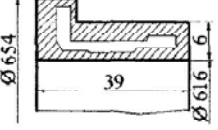
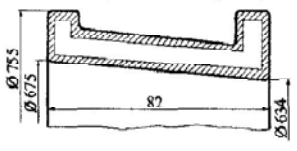
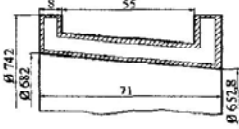
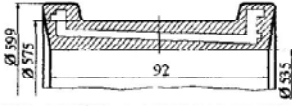
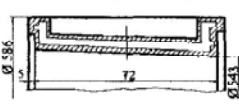
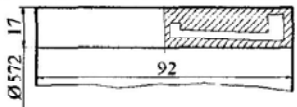
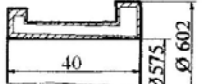


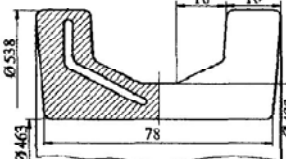
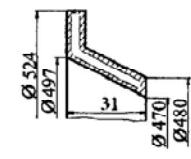
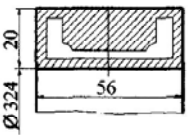
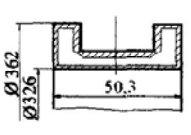
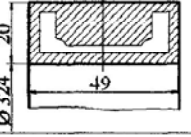
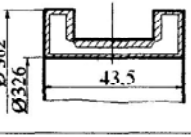
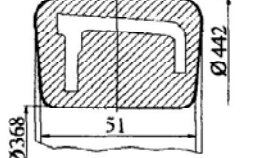
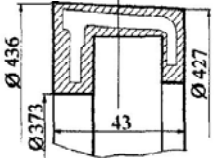
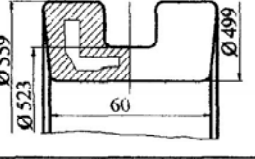
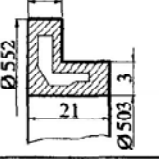
Рис. 9. Кольцевые заготовки, изготовленные прокаткой, гибкой и сваркой

Таблица 4 – Техническая характеристика кольцевых заготовок

Наименование параметра	Единица измерения	Значения
Диаметр колец	мм	300 - 1000
Допуск на размер сечения	мм	$\pm 0,15$
Овальность в свободном состоянии	мм	0,6...0,8
Неплоскостность	мм	0,4...0,6
Припуск на сторону	мм	0,5...1,0
Коэффициент использования металла		0,3...0,5
Материал		титановые и жаропрочные сплавы, нержавеющие стали

Таблица 5 – Сравнительная характеристика технологий изготовления кольцевых заготовок из профильного проката

Позиция	Наименование детали	Материал	Кольцевые заготовки			
			По методу специализированного металлургического завода (г. Кулебаки)	КИЗ* масса заготовки, кг	По методу ОАО «Мотор Сич»	КИМ масса заготовки, кг
1	2	3	4	5	6	7
1.	Фланец передний	ЭП410У		$\frac{0,195}{6,25}$		$\frac{0,38}{3,2}$
2.	Кольцо рабочее I ступени	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,16}{7,5}$		$\frac{0,29}{4,15}$
3.	Кольцо наружное КВД	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,137}{2,0}$		$\frac{0,36}{1,26}$
4.	Фланец задний	ЭП410У		$\frac{0,19}{4,7}$		$\frac{0,29}{3,1}$
5.	Кольцо рабочее	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,165}{7,0}$		$\frac{0,37}{3,1}$
6.	Фланец	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,14}{10,2}$		$\frac{0,28}{5,14}$
7.	Кольцо подвески	ЭИ962		$\frac{0,08}{45,7}$		$\frac{0,21}{18,3}$
8.	Кольцо наружное НА	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,08}{19,8}$		$\frac{0,24}{6,6}$
9.	Кольцо рабочее II ступени	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,152}{7,1}$		$\frac{0,37}{2,9}$

1	2	3	4	5	6	7
10.	Фланец	ЭИ962		$\frac{0,132}{13,3}$		$\frac{0,39}{4,5}$
11.	Корпус №1	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,19}{5,6}$		$\frac{0,35}{3,1}$
12.	Корпус	Титановый сплав ОТЧ-1		$\frac{0,20}{4,9}$		$\frac{0,36}{2,7}$
13.	Кольцо внутреннее СА	Сплав ХН38ВТ		$\frac{0,09}{21,2}$		$\frac{0,24}{8,1}$
14.	Фланец	X18H10T		$\frac{0,142}{9,9}$		$\frac{0,41}{3,6}$

Перспективы дальнейших исследований

Разработанное оборудование (стан 280) позволяет получать не только КЗ из профильного проката, но является также базой для разработки процессов прокатки сортовых (круг, шестигранник) и периодических (арматурный) профилей, позволяющие производить передел кругов большего диаметра в меньший и получать шестигранник, не имеющий механической обработки по граням для всех без исключения материалов.

Целесообразно также продолжить исследования по получению КЗ из прутковых заготовок вместо листовых.

Выводы

Разработка и реализация комплексного технологического процесса и оборудования позволила получить высокоточные и высокоэффективные КЗ из различных, в том числе и труднодеформируемых

материалов.

Перечень ссылок

1. Молотков Л.Ф., Кресанов Ю.С. и др. Валковая рабочая клеть, А.С. СССР №52475 "Бюллетень информации" №6, 1978. – 43 с.
2. Молотков Л.Ф., Молотков Ю.Л., Кресанов Ю.С. и др. Гибочная машина, А.С. СССР №664717, "Бюллетень информации", №20, 1979. – 62 с.
3. Диомидов Б.Б., Литовченко Н.В. Калибровка прокатных валков. – М.: Металлургия, 1970. – С. 34-38.
4. Кресанов Ю.С., Богуслаев А.В., Качан А.Я. Аналитическое определение катающего радиуса при прокатке в калибрах с заусенцем // Вестник двигателестроения. – 2006. – №4. – С. 80-82.

Поступила в редакцию 11.04.2007

Представлено прогресивний технологічний процес і встаткування для виготовлення високо точних профільних кільцевих заготовок (КЗ) з низькою трудомісткістю й металоємністю.

Described is an effective production process and machinery for manufacturing highly precision profile ring piece works with low labour and metal consumption.

УДК 681.3.069:681.3.015

М. С. Кулик, Ю. М. Чоха, О. П. Федорчук

АВТОМАТИЗОВАНА СИСТЕМА МОНІТОРИНГУ ПОТОЧНОГО ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ПАЛИВНИХ ФОРСУНОК ГАЗОТУРБІННИХ ДВИГУНІВ

Описано технологію застосування автоматизованої системи діагностування паливних форсунок газотурбінних двигунів, яка дозволяє оперативно і без демонтування визначати їх поточний технічний стан в умовах експлуатації.

Закоксовування робочих паливних форсунок (РПФ) є однією із характерних несправностей камери згоряння (КЗ) газотурбінних двигунів (ГТД), яке відбувається у процесі експлуатації і призводить до нерівномірного розпилю палива. Це, в свою чергу, призводить до нерівномірного поля температур, що спричиняє виникнення місцевого перегрівання, оплавлення, прогарів жарових труб камер згоряння тощо. Для запобігання цьому у деяких типах двигунів нормативною документацією по їх технічному обслуговуванню передбачено оцінку закоксування паливних форсунок, яку здійснюють шляхом послідовного знімання форсунок з двигуна і вимірювання за допомогою спеціальних металевих пластинок (щупів) різної товщини [1] величини зазору між внутрішньою стінкою корпусу форсунки і корпусом розпилювача, який зменшується при нарощуванні нагару і на мінімальну величину якого дається допуск.

Таким способом користуються згідно з регламентом технічного обслуговування [2] після напруження двигуном певного ресурсу. До недоліків цього способу слід віднести неможливість оперативної оцінки технічного стану РПФ в умовах регулярної експлуатації, його застосування відзначається значною працездатністю, а також цей спосіб не дозволяє здійснювати вимірювання ступеня закоксування форсунок без їх демонтування з газотурбінних двигунів.

Для усунення цих недоліків може бути застосована автоматизована система моніторингу поточного технічного стану РПФ ГТД, в основу роботи якої покладено одночасне застосування комбінації штатної системи контролю та реєстрації значень параметрів двигуна, що забезпечує вимір поточних значень параметрів двигуна на певному діагностичному режимі його роботи, з автоматизованою розрахунково-діагностичною системою, яка, в свою чергу, забезпечує приведення вимірних поточних значень параметрів до стандартних атмосферних умов (САУ), їх порівняння із заздалегідь вимірними, зареєстрованими й приведеними до САУ значеннями тих же параметрів на початку експлуатації двигуна на тому ж діагностичному режимі його роботи і визначення технічного діагнозу щодо

ступеня закоксування паливних форсунок за значеннями критеріального діагностичного показника, та системою індикації, яка забезпечує оперативне автоматичне інформування авіаперсоналу про визначений поточний ступінь закоксування паливних форсунок без їх демонтування з двигуна, що діагностується.

Автоматизована система моніторингу поточного технічного стану РПФ ГТД, структурно-функціональна схема якої представлена на рис. 1, працює за алгоритмом, зображеним на рис. 2, наступним чином.

Авіаперсонал, що обслуговує даний екземпляр газотурбінного двигуна, реєструє за допомогою приладів штатної системи контролю 1 (рис. 1) на певному діагностичному режимі роботи двигуна поточні значення годинної витрати палива 2 ($G_{\text{пал.пот}}$) та тиску палива перед форсунками 3 ($P_{\text{ф.пот}}$), а також по контрольному талону 4 паливозаправника щільність сорту заправленого палива ($\rho_{\text{ф.пот}}$). Ці значення контрольованих параметрів вводять через клавіатуру на вхід автоматизованої розрахунково-діагностичної системи 5 у блок реєстрації вхідних параметрів 6, в якому за спеціальною розрахунковою програмою параметри приводяться до САУ. При цьому одночасно у блок – архів 7 вводять ідентифікаційний номер даного екземпляра двигуна, що діагностується, в якому зберігається заздалегідь введена інформація щодо значень контрольованих параметрів даного двигуна, які зареєстровані на початку його регулярної експлуатації на тому ж діагностичному режимі. Після ідентифікації двигуна, що діагностується, з блоку реєстрації вхідних параметрів 6 та з блоку – архіву 7 автоматично на вхід розрахункового блоку 8 подаються поточні значення контрольованих параметрів ($G_{\text{пал.пот}}$, $P_{\text{ф.пот}}$, $\rho_{\text{ф.пот}}$) та еталонні значення контрольованих параметрів даного двигуна ($G_{\text{пал.0}}$, $P_{\text{ф.0}}$, $\rho_{\text{ф.0}}$). У розрахунковому блоці 8 автоматично здійснюється обчислення поточного значення узагальненого діагностичного показника (УДП) ступеня закоксування паливних форсунок двигуна ($\Phi_{\text{ф.пот}}$) за наступним співвідношенням [3]:

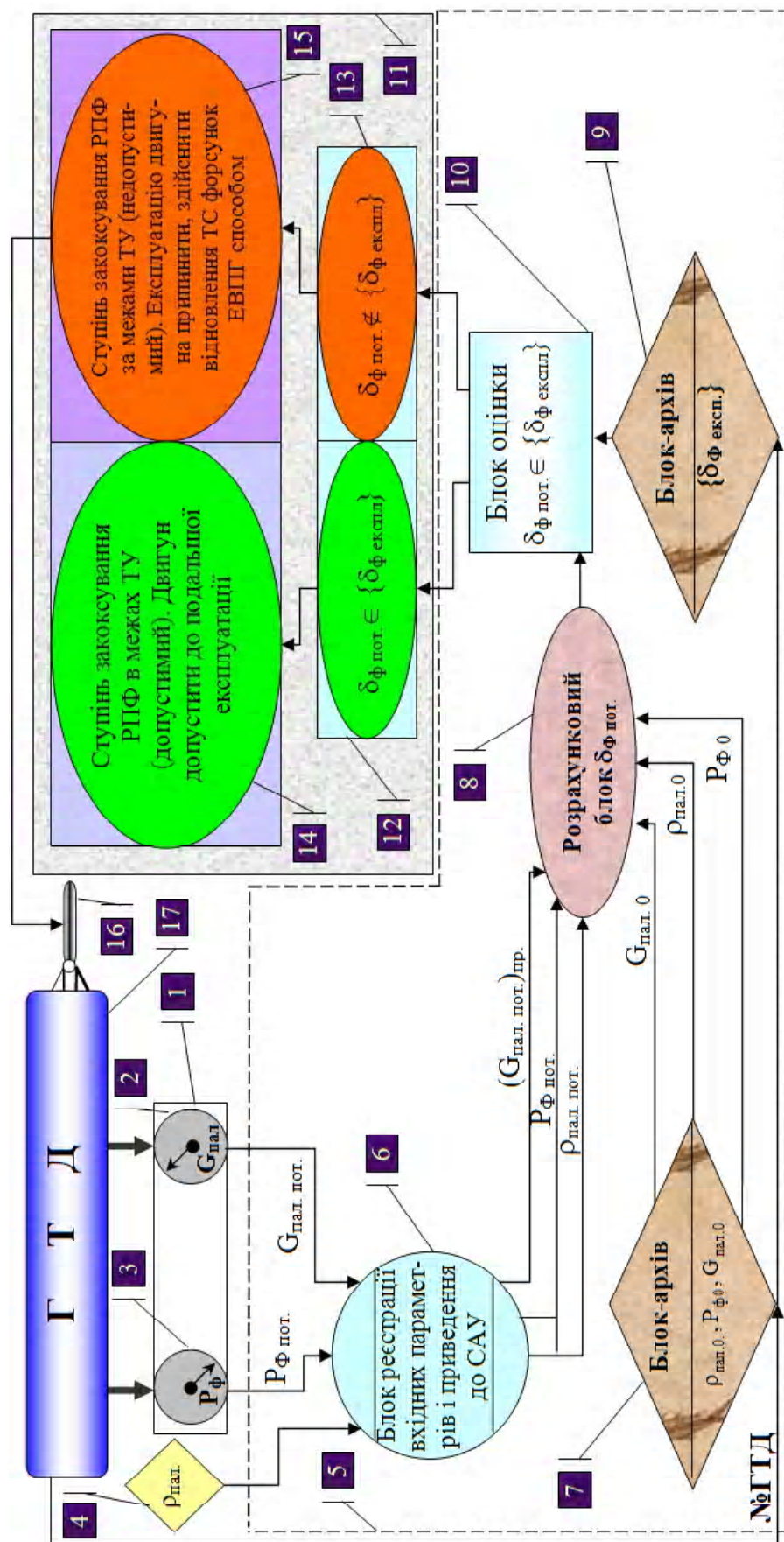


Рис. 1. Структурно – функціональна схема автоматизованої системи моніторингу поточного технічного стану паливних форсунок газотурбінних двигунів:

1 – штатна система контролю та реєстрації параметрів ГТД; 2 – прилад вимірювання поточної витрати палива; 3 – прилад вимірювання поточного тиску палива перед форсунками; 4 – контрольний талон паливозаправника; 5 – автоматизована розрахункова – діагностична система; 6 – блок реєстрації вхідних параметрів та приведення їх до САУ і діагностичного режиму; 7 – блок – архів збереження початкових значень параметрів конкретного екземпляра ГТД; 8 – розрахунковий блок обчислення поточних значень узагальненого діагностичного показника $\{\delta_{ф, пот}\}$; 9 – блок-архів збереження експлуатаційного діапазону УДП $\{\delta_{ф, екс}\}$; 10 – блок оцінки належності поточних значень УДП ступеня заокруглення РПФ $\{\delta_{ф, пот}\}$ експлуатаційному діапазону $\{\delta_{ф, екс}\}$; 11 – система індикації; 12, 13 – кольорові індикатори поточного ступеня заокруглення РПФ конкретного екземпляра ГТД, що діагностується; 14, 15 – кольорові табло візуалізації експлуатаційного рішення за поточним ступенем заокруглення РПФ конкретного екземпляра ГТД; 16 – ЕВМГ пристрій для відновлення технічного стану РПФ; 17 – конкретний екземпляр ГТД, що діагностується

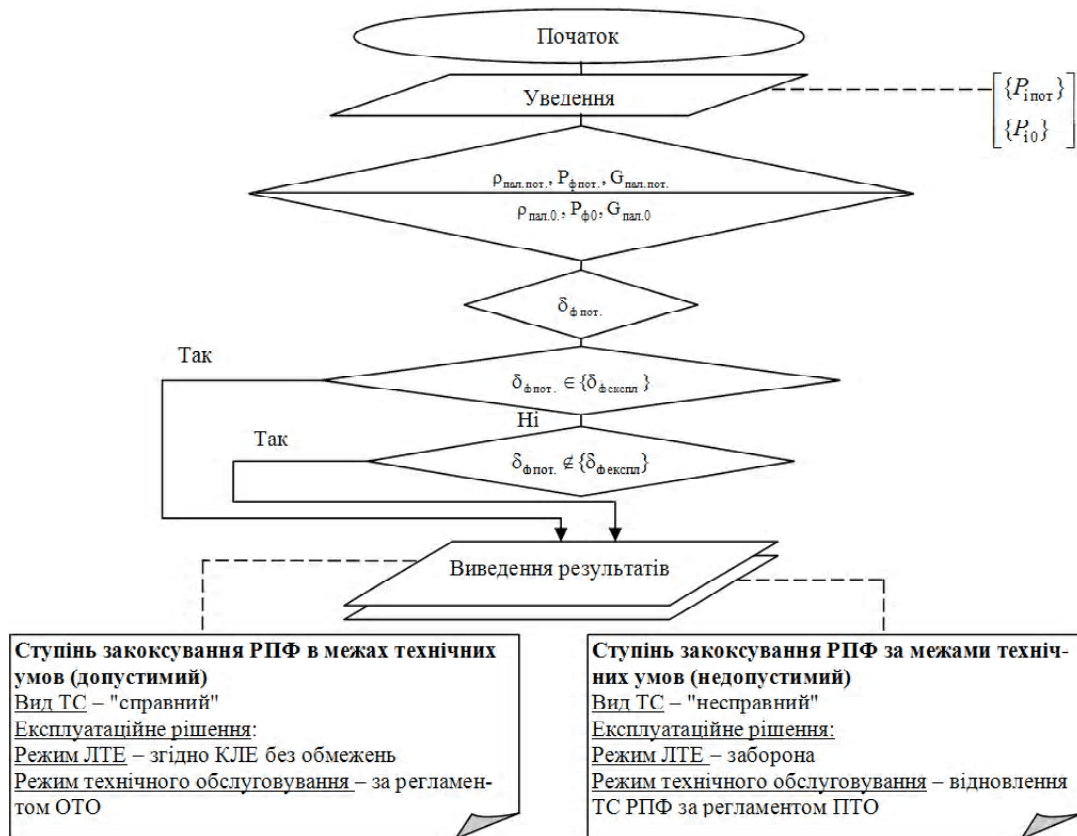


Рис. 2. Алгоритм оцінки поточного ступеня закоксування РПФ ГТД

$$\delta_{\text{ф}} = \frac{(G_{\text{пал.пот.}})_{\text{пр}}}{(G_{\text{пал.0}})_{\text{пр}}} \sqrt{\frac{(P_{\text{пал.}} P_{\text{ф}})_0}{(P_{\text{пал.}} P_{\text{ф}})_{\text{пот}}}},$$

де $(G_{\text{пал.0}})_{\text{пр}}$, $(G_{\text{пал.пот.}})_{\text{пр}}$ – відповідно початкова (zareєстрована на початку експлуатації у формулярі двигуна) та поточна (zareєстрована у будь-який момент експлуатації цього ж двигуна) приведена до САУ годинна витрата палива; $(P_{\text{пал.}} P_{\text{ф}})_0$, $(P_{\text{пал.}} P_{\text{ф}})_{\text{пот}}$ – відповідно початкове та поточне значення добутку щільності сорту палива і тиску палива перед форсунками.

Обчислене у розрахунковому блоці 8 поточне значення УДП ($\delta_{\text{ф.пот.}}$) ступеня закоксування РПФ автоматично подається на вхід блоку 10 для оцінки належності поточних значень УДП ($\delta_{\text{ф.пот.}}$) ступеня закоксування паливних форсунок визначеному експлуатаційному діапазону $\{\delta_{\text{ф.екс.}}\}$, значення якого одночасно подається на вхід блоку 10 з блоку-архіву 9 збереження експлуатаційного діапазону значень УДП ступеня закоксування РПФ після ідентифікації типу двигуна, що діагностується. При цьому у блоці 10 здійснюється операція порівняння за наступними співвідношеннями [4]:

- якщо $(1,0 - \delta r_{\text{вум.}}) \leq \delta_{\text{ф.пот.}} \leq 1,0$, де $\delta r_{\text{вум.}}$ – систематична похибка вимірювання, то поточна величина УДП ($\delta_{\text{ф.пот.}}$) знаходиться в межах доз-

воленого експлуатаційного діапазону $\{\delta_{\text{ф.екс.}}\}$, тобто технічний стан РПФ вважають справним, а їх закоксування відсутнім;

- якщо величина $\delta_{\text{ф}} < (1,0 - \delta r_{\text{вум.}})$, то поточна величина узагальненого діагностичного показника ($\delta_{\text{ф.пот.}}$) знаходиться за межами дозволеного експлуатаційного діапазону $\{\delta_{\text{ф.екс.}}\}$, тобто технічний стан РПФ вважають несправним, існує їх закоксування і призначають проведення профілактичних робіт із використанням електроімпульсного вакуумно-пневмо-гідралічного (ЕВПГ) способу очищення від забруднень [5], та пристроїв, що його реалізують, незалежно від часу напруження даного двигуна.

Визначена у блоці 10 оцінка належності поточних значень УДП ступеня закоксування РПФ визначеному експлуатаційному діапазону використовується у якості вхідної інформації у системі індикації 11. При цьому у випадку одержання оцінки щодо належності поточної величини узагальненого діагностичного показника ($\delta_{\text{ф.пот.}}$) ступеня закоксування РПФ дозволеному експлуатаційному діапазону $\{\delta_{\text{ф.екс.}}\}$, тобто $\delta_{\text{ф.пот.}} \in \{\delta_{\text{ф.екс.}}\}$, ця інформація автоматично висвітлюється на "зеленому" індикаторі 12, від якого одночасно спрацьовує "зелене" табло 14 візуалізації експлуатаційного рішення для авіаперсоналу щодо визначеного допусти-

мого ступеня закоксування РПФ даного екземпляру двигуна, що діагностується. У випадку одержання оцінки щодо неналежності поточної величини УДП ($\delta_{\phi, \text{пот}}$) недопустимому експлуатаційному діапазону $\{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$, тобто $\delta_{\phi, \text{пот}} \notin \{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$, ця інформація автоматично висвітлюється на "червоному" індикаторі 13, від якого одночасно спрацьовує "червоне" табло 15 візуалізації експлуатаційного рішення для авіаперсоналу щодо визначеного недопустимого ступеня закоксування РПФ даного екземпляру двигуна 17, що діагностується. При цьому його експлуатацію припиняють і здійснюють відновлення технічного стану форсунок за допомогою ЕВПГ способу очищення від забруднень, та одного з пристроїв 16, що його реалізує, який найбільш доцільно використати.

Працездатність та ефективність застосування вищеприписаної автоматизованої системи моніторингу для оперативного вимірювання ступеня закоксування паливних форсунок газотурбінних двигунів перевірена експериментально на натурному газодинамічному стенді газотурбінного двигуна AI-25 шляхом послідовного випробування двигуна як із повним комплектом паливних форсунок, так і при послідовному заглушенні однієї, двох і т.д. форсунок. При цьому вимірювались значення годинної витрати палива і тиску палива перед форсунками на штатних усталених режимах роботи двигуна від режиму малого газу до номінального. Так, наприклад, для крейсерського режиму роботи двигуна (0,85 ном.) зафіксовано наступні значення контрольованих параметрів та розраховані сигналізатором значення узагальненого діагностичного параметра й оцінки їх належності експлуатаційному діапазону з візуалізацією експлуатаційного рішення (табл. 1).

Порівняльні розрахунково-експериментальні значення критеріїв оперативності (тривалості) про-

цесу діагностування $t_{R\Sigma} = \sum_{i=1}^3 t_{Ri}$ (складається із

наступних етапів: збір і обробка діагностичної інформації (t_{R0}); аналіз і розпізнавання ТС РПФ (t_{R1}); прийняття експлуатаційного рішення (t_{R2})) та працездатності відновлення технічного стану закоксованих паливних форсунок камер згоряння типо-

вих ГТД $T_{R\Sigma} = \sum_{i=1}^3 T_{Ri}$ (складається із наступних

етапів: збір і обробка діагностичної інформації (T_{R0}); аналіз і розпізнавання ТС РПФ (T_{R1}); прийняття експлуатаційного рішення (T_{R2})) (AI-25 та Д-30КП) із використанням ЕВПГ очищення, визначені із використанням нормативно-статистичних та експериментальних даних, представлено у таблиці 2.

Порівняльний аналіз показує, що тривалість процесу діагностування паливних форсунок ГТД зазначених типів за допомогою існуючих методик, технологій і штатних засобів оцінки ТС форсунок, які передбачають їх обов'язкове демонтування з двигуна, займає близько 12 год., а працездатність робіт по очищенню від закоксування комплексу (12 шт.) форсунок становить 26-28 люд.-год. При застосуванні системи автоматизованого моніторингу ступеня закоксування паливних форсунок ГТД тривалість процесу діагностування комплексу форсунок становить 0,20 год. (для AI-25) та 0,15 год. (для Д-30КП), що відповідно у 60 та 80 разів менше, ніж у поточний час. Це дозволяє оперативно застосовувати запропонований автоматизований моніторинг поточного ТС форсунок у міжпольотний період оперативного технічного обслуговування ГТД. Працездатність же процесу відновлення ТС комплексу закоксованих форсунок при застосуванні ЕВПГ способу та пристроїв, що його реалізують, зменшується відповідно у 2,24 рази для AI-25 та у 2,0

Таблиця 1 – Результати експериментального моделювання несправності паливних форсунок газотурбінного двигуна AI-25 та роботи сигналізатора

Параметри	Коефіцієнт справності паливних форсунок			
	1,0 (повний комплект форсунок)	0,92 (без однієї форсунки)	0,83 (без двох форсунок)	0,75 (без трьох форсунок)
$G_{\text{нал.пр}}$, кг/год	487,5	490	496	500
P_{ϕ} , кг/см ²	18,5	21,5	24,5	29,5
δ_{ϕ}	1,0	0,932	0,884	0,812
Належність $\delta_{\phi, \text{екс}} \{1,0; 0,95\}$	$\delta_{\phi, \text{пот}} \in \{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$	$\delta_{\phi, \text{пот}} \notin \{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$	$\delta_{\phi, \text{пот}} \notin \{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$	$\delta_{\phi, \text{пот}} \notin \{\delta_{\phi, \text{екс}}\}$
Ступінь закоксування паливних форсунок	Допустимий	Недопустимий	Недопустимий	Недопустимий
Експлуатаційне рішення	Дозволити подальшу експлуатацію двигуна	Заборонити подальшу експлуатацію двигуна. Виконати ТО паливних форсунок.	Заборонити подальшу експлуатацію двигуна. Виконати ТО паливних форсунок.	Заборонити подальшу експлуатацію двигуна. Виконати ТО паливних форсунок

Таблиця 2 – Порівняльні розрахунково-експериментальні значення оперативності та працездатності відновлення технічного стану типових авіадвигунів на прикладі діагностування та очищення від закоксування паливних форсунок камер згоряння

Показники	АІ-25		Д-30КП	
	штатна СКД та штатні засоби очищення форсунок	штатна СКД + автоматизована система моніторингу ТС РПФ ГТД + спосіб і засоби ЕВПГ очищення форсунок	штатна СКД та штатні засоби очищення форсунок	штатна СКД + автоматизована система моніторингу ТС РПФ ГТД + спосіб і засоби ЕВПГ очищення форсунок
Тривалість діагностування ступеня закоксування комплексу форсунок $t_{R?}$ (год)	12	0,20	12	0,15
Працездатність очищення від комплексу форсунок $T_{R?}$ (люд.-год.)	28	12,50	26	12,50

рази для Д-30КП порівняно з існуючими нормативами на цю технологічну операцію.

Таким чином використання автоматизованої системи моніторингу поточного технічного стану паливних форсунок газотурбінних двигунів дозволяє у декілька десятків разів знизити тривалість технологічного процесу діагностування ступеня закоксування форсунок, а використання при цьому способу та засобів ЕВПГ очищення форсунок від закоксування приводить до суттєвого зниження працездатності цього технологічного процесу для комплексу паливних форсунок ГТД.

Перелік посилань

1. Инструкция по эксплуатации авиационного турбовинтового двигателя АИ – 20. – М.: Транспорт, 1970.
2. Регламент технического обслуживания ТВД АИ – 20. – М.: Транспорт, 1970.
3. Чоха Ю.Н., Федорчук А.П. Диагностирование степени неисправности рабочих топливных форсунок ГТД в условиях эксплуатации. // Вестник двигателестроения. – Запоріжжя: ОАО "Мотор Січ", 2005. – № 1. – С. 103-105.
4. Пат. 18263 Україна, МПК F02M61/00. Комбінований спосіб оперативного вимірювання ступеня закоксування паливних форсунок ГТД / Ю.М. Чоха, В.О. Ігнатов, М.С. Кулик, О.П. Федорчук. – НАУ. – № 2006 02030. Заявл.

24.02.2006. Опубл. 15.11.2006; Бюл. №11.

5. Чоха Ю.Н., Федорчук А.П. Электромеханический способ очистки конструктивных элементов ГТД в эксплуатации // Вестник двигателестроения. – Запоріжжя: ОАО "Мотор Січ", 2005. – № 3. – С. 127-130.
6. Заявка №2006 09625 Україна, Сигналізатор автоматизований інформативно-діагностичний для оперативного вимірювання ступеня закоксування паливних форсунок газотурбінних двигунів / Чоха Ю.М., Кулик М.С., Литвиненко О.Є., Федорчук О.П. Заявлено 12.08.2006 р.

Поступила в редакцию 16.02.2007

Описана технология применения автоматизированной системы диагностирования топливных форсунок газотурбинных двигателей, которая разрешает оперативно и без демонтажа определять их текущее техническое состояние в условиях эксплуатации.

Described is the technology of using automated system of diagnostics of fuel nozzles in gas turbine engines enabling to determine expediently and without dismantling their current state in operation.

УДК 669.295.04

А. В. Калинин, О. М. Шаповалова

ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВА КОМПЛЕКСНЫМИ МОДИФИКАТОРАМИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СТАЛИ 17Г1С В ЛИТОМ И ДЕФОРМИРОВАННОМ СОСТОЯНИИ

Исследовано влияние модификатора-раскислителя на микроструктуру, фазовый состав и механические свойства литой и ковальной стали 17Г1С. Разработана технология модифицирования расплава.

Введение

Одним из перспективных решений повышения качества сталей является обработка их расплавов технологическими добавками [1-3]. Широко применяемая в машиностроении для изготовления крупногабаритных поковок судостроения, строительных конструкций, а также для газопроводных труб большого диаметра низколегированная сталь 17Г1С, несмотря на высокие требования, предъявляемые к ней, не реализовала возможный ресурс свойств не только по уровню прочности, пластичности и ударной вязкости, но и по их стабильности. Решить эту проблему представляется возможным применением нового модификатора-раскислителя, содержащего машиностроительные отходы на основе Ti, Al, Mg, Ca и др. элементов [4]. Этим определяется актуальность данного исследования.

Целью работы являлось установление влияния обработки расплава модифицирующими добавками на структуру и свойства кремнемарганцовистой стали 17Г1С в литом и деформированном состояниях.

Материал и методика исследования

Материалом исследования служила литая и кованая низколегированная кремнемарганцовистая сталь 17Г1С, химический состав которой приведен в табл. 1.

Опытно-промышленные плавки стали 17Г1С проводили в индукционной печи ИСТ-0,15 с контролем температуры W-Мо-термопарой погружения с точностью ± 10 °С. Технологическое раскисление проводили в печи порошковым силикокальцием.

Температура выпуска стали составляла 1650 °С.

Внепечное модифицирование проводили в разливочном ковше, на дно которого перед заливкой подавали брикеты комплексного модификатора-раскислителя в количестве 0,2...0,5 % от массы расплава. Полученные отливки проковывали на прутки размером 20×20×1200 мм и подвергали термической обработке (нормализации при 880 °С). Из литого и кованого металла вырезали образцы для исследования структуры и механических свойств. Структуру выявляли химическим и электролитическим травлением.

Определение структурных составляющих стали проводили металлографическим методом с использованием компьютерной программы обработки экспериментальных данных. Исследование фазового состава структурных составляющих немодифицированной и обработанной модификатором стали проводили на растровом электронном микроскопе ISM-630LA с системой для проведения микрорентгеноспектрального анализа.

Анализ полученных результатов

Кристаллизация сталей перитектического типа, содержащих 0,15...0,20 % углерода, к которым относится сталь 17Г1С, начинается по реакции: $\text{Ж} \rightarrow \delta + \text{Жост}$. Первичный δ -феррит кристаллизуется по дендритному механизму. Дисперсность дендритов зависит от химического состава, скорости охлаждения, а также от наличия модифицирующих добавок. Перитектическая кристаллизация происходит по реакции: $\delta + \text{Жост} \rightarrow \gamma + \delta\text{ост}$. В стали 17Г1С количество δ -феррита больше, чем жидкости, поэтому её дефицит может затруднять перитектичес-

Таблица 1 – Химический состав стали 17Г1С

Марка стали	Содержание элементов, % масс.						
	C	Si	Mn	Ni	Cr	S	P
17Г1С	0,16...0,19	0,40...0,50	1,43...1,51	0,15...0,19	0,18...0,25	0,029...0,031	0,024...0,032

кое превращение и приводит к образованию усачных пустот в немодифицированной стали. Модифицирование расплава измельчает структуру первичного феррита, остаточный феррит сохраняется в середине дендритных ветвей в виде осевых прожилков или отдельных включений (рис. 1, а, б). При дальнейшей кристаллизации в условиях быстрого охлаждения первичный феррит не полностью пре-

вращается в аустенит, часть его сохраняется до полного охлаждения отливки.

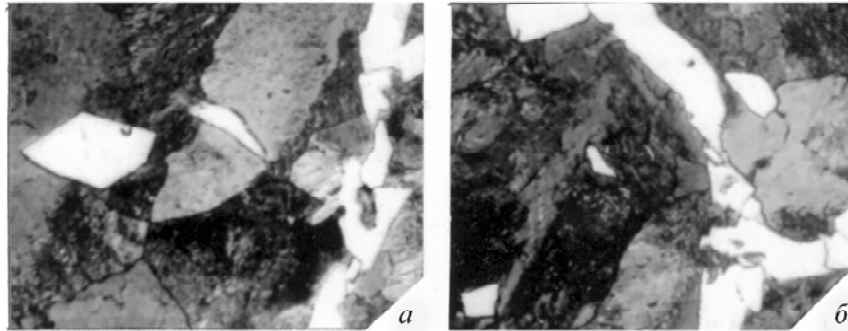


Рис. 1. Микроструктура модифицированной стали 17Г1С в литом состоянии × 1200

Исследования фазового состава стали показали, что феррит модифицированной стали по сравнению с перлитной матрицей дополнительно содержит титан. Это свидетельствует о том, что введенный модификатор активно участвует в формировании центров кристаллизации и росте дендритов δ-феррита. Наличие первичного феррита в структуре модифицированной стали 17Г1С должно положительно отразиться на механических свойствах металла в литом и ковном состояниях.

Структура немодифицированной и обработанной модификатором стали – феррито-перлитная. Модифицирование измельчает структурные составляющие стали примерно в 1,5.....2 раза. Количество перлита в модифицированной стали

возрастает с 29,6 до 33,7% в литом и с 33,2 до 37,1% в ковном состоянии (табл. 2).

Исследование содержания неметаллических включений показало значительное снижение их количества в модифицированной стали.

Микротвердость перлита модифицированной стали в отливках и кованых прутках на 11,2.....12,6 % выше, чем в исходной стали. Микротвердость феррита в кованых прутках по сравнению с литым состоянием возросла с 1840.....1860 до 2140.....2200 МПа (табл. 3).

Механические свойства стали в литом и ковном состоянии приведены в табл. 4.

Таблица 2 – Количество перлита в структуре немодифицированной и обработанной модификатором стали 17Г1С в литом и ковном состояниях

Состояние стали		Количество перлита, %						
		i ₁	i ₂	i ₃	i ₄	i ₅	i ₆	i
Литая	Немодифиц.	26,6	30,7	32,4	28,7	31,6	27,5	29,6
	Модифицир.	30,7	35,8	32,0	34,6	34,2	34,9	33,7
Кованая	Немодифиц.	29,5	38,9	34,3	35,2	34,8	36,5	33,2
	Модифицир.	38,3	34,2	37,3	38,4	36,8	37,5	37,1

Таблица 3 – Микротвердость феррита и перлита в стали 17Г1С

Состояние стали	Литая		Кованая	
	Феррит	Перлит	Феррит	Перлит
Немодифициров.	184	205	214	254
Модифициров.	185	228	220	286

Таблица 4 – Влияние модифицирования на механические свойства стали 17Г1С в литом и ковном состояниях

Состояние стали		Механические свойства				
		σ_s , МПа	σ_m , МПа	δ , %	ψ , %	KCU, МДж/м ²
Литая	Немодифицир.	740	635	3,2	4,3	0,15
		760	670	3,3	4,0	0,17
		700	610	3,6	4,0	0,16
	Среднее	733	638	3,4	3,1	0,16
	Модифициров.	830	720	3,6	3,6	0,23
		825	730	3,5	3,0	0,25
		850	740	4,0	4,6	0,25
	Среднее	835	730	3,5	3,7	0,24
Кованая	Немодифицир.	850	520	15,5	44,5	0,37
		855	570	15,2	42,0	0,39
		900	600	12,5	42,5	0,42
	Среднее	868	563	14,4	43,0	0,39
	Модифициров.	1120	750	16,0	33,0	0,75
		1085	770	15,4	31,0	0,62
		1080	775	15,0	33,0	0,60
	Среднее	1095	765	15,5	32,3	0,65

Как следует из приведенных данных, модифицирование стали в литом и ковном состояниях повышает механические свойства. Предел прочности повышается в литом состоянии на 13,9 %, в ковном – на 26,1 %; предел текучести повышается соответственно на 14,4 и 35,9 %; относительное удлинение – на 8,8 и 7,6 %; вязкость разрушения – на 50 и 66 %.

Выводы

1. Модифицирование кремнемарганцовистой стали 17Г1С комплексным модификатором, содержащим промышленные отходы титана, алюминия, магния, измельчает структурные составляющие стали, увеличивает количество перлита в литом и деформированном состоянии с 29,6.....33,7 % до 33,2.....37,1 %, микротвердость перлита повышается на 11,2.....12,6 %.

2. В стали, обработанной модификатором, значительно повышается прочность (на 13,9.....26,1 %) и вязкость разрушения (на 50.....66 %).

Перечень ссылок

1. Шаповалова О.М., Носова Т.В., Ивченко Т.И. Комплексное влияние элементов на свойства конструкционной стали 07ЮТ, обработанной технологическими добавками марки ДТ1// Строительство, материаловедение, машиностроение. – Днепропетровск: ПГАСиА. – 1998. – 96 с.
2. Ицкович Г.М. Раскисление стали и модифицирование неметаллических включений. – М.: Металлургия, 1981. – 296 с.
3. Щеголев В.В., Ершов Г.С., Сотник А.А. Влияние комплексного микролегирования титаном и бором на структуру и свойства стали 14Г2 // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1988. – №9. – С. 23-26.
4. Патент України №5321, МКІ, С22, С35/00. Комплексна добавка для обробки сталей. / О.М. Шаповалова, О.В. Шаповалов, О.В. Калинин. Опубл. 15,03,2005, бюл. №3.

Поступила в редакцию 26.12.2006

Досліджено вплив модифікатора-

розкислювача на мікроструктуру, фазовий склад і механічні властивості литої і кованої сталі 17Г1С. Розроблено технологію модифікування сталі.

The influence of modifier-deoxidizer on microstructure phase state and mechanical properties of cast and forged 17Г1С steel has been researched. The technology of steel modifying has been developed.

УДК 620.18

В. Т. Калинин, А. С. Дудников, А. Я. Качан, Н. Е. Калинина

ПОЛУЧЕНИЕ НАНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИЦИЙ УПРАВЛЯЕМЫМ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКИМ СИНТЕЗОМ

Разработана рациональная схема технологического оборудования и освоена опытная технология плазмохимического синтеза наноматериалов размером 10.....100 нм.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Проблема получения ультрадисперсных порошков (УДП) металлов, сплавов и соединений и сверхмелкозернистых соединений из них, предназначенных для различных областей техники, является актуальной и имеет важное научно-техническое значение. В последнее десятилетие интерес к этой теме существенно возрос, так как обнаружилось, что уменьшение размера кристаллитов ниже некоторой пороговой величины может приводить к значительному изменению свойств металлов и сплавов [1-3]. Такие эффекты появляются, когда средний размер кристаллических зерен не превышает 100 нм, и наиболее отчетливо наблюдаются, когда размер зерен менее 10 нм. Изучение свойств сверхмелкозернистых материалов требует учета не только их состава и структуры, но и дисперсности. Поликристаллические сверхмелкозернистые материалы со средним размером зерен менее 40 нм относятся к нанокристаллическим.

В авиационной технике нет других деталей, работающей в таких сложных и тяжелых условиях, как рабочие лопатки газовых турбин турбореактивных двигателей [4]. Для обеспечения создания газотурбинных двигателей нового поколения необходимы высокопрочные и износостойкие конструкционные материалы, имеющие на 20 % и более высокие параметры прочности и твердости, и на 50 % и более высокую вязкость разрушения, а также вдвое большую износостойкость. Натурные испытания показали, что использование в газовых турбинах нанокристаллических жаропрочных сплавов обеспечивает по меньшей мере половину требуемого повышения свойств.

Одним из наиболее эффективных способов создания наноматериалов является использование ультрадисперсных, или наноразмерных порошков. Работы в области получения УДП интенсивно развиваются и в настоящее время известно достаточно различных оригинальных способов [5, 6]. Одним из наиболее эффективных и высокопроизводительных методов является плазмохимический. Отличительной чертой плазмохимического метода является перевод исходного сырья в газообразное состояние и протекание химических реакций в

течение времени порядка $10^{-1}.....10^{-3}$ с. С очень большой скоростью в этих процессах происходит охлаждение зародышей кристаллизации и поэтому не происходит значительного их роста. Физические и химические превращения в плазмохимических процессах протекают в потоке нагретого до высокой температуры газа. По способам нагрева газа их подразделяют на: дуговые, высокочастотные индукционные, емкостные и сверхвысокочастотные плазмотронные.

При вдуве струй сырья в плазменный поток можно выделить основные стадии процесса [7, 8]:

- смешение струй сырья с плазменным потоком;
- испарение сырья в плазменном потоке;
- химическое реагирование в газовой фазе;
- объемное образование конденсированной фазы и рост частиц;
- релаксационные процессы и фазовые превращения в конденсированных частицах;
- хемосорбционные процессы на поверхности сформировавшихся частиц газовой фазы.

Оценка времени протекания каждой стадии показывает, что лимитирующей будет являться испарение сырья в плазменном потоке. Время испарения сопоставимо со временем нахождения обрабатываемого материала в высокотемпературной зоне — $10^{-1}.....10^{-2}$ с. Поэтому организация процесса должна быть осуществлена таким образом, чтобы не допустить переработки сырья.

Из известных методов получения УДП с размером частиц 10.....100 нм, таких как распыление, помол, электролиз, разложение карбониллов и различных солей металлов, в том числе под действием взрыва, излучения, термоудара и др., только управляемый плазмохимический синтез (ПХС) дает возможность синтезировать заданные по составу фракции порошки различных металлов и соединений. Достигнутый технический уровень в этой отрасли позволил создать автоматизированные высокочастотные установки и наладить выпуск разработанных ультрадисперсных модификаторов (УДМ) в промышленных масштабах [9, 11, 12]. Отличительной особенностью процесса является возможность применения в качестве исходного сырья порошкообразных (фракции до 0,3 мм) отходов ферросплавных, титано-магниевого, электродных, крем-

нийполимерных и других производств [13, 14]. Для генерации плазмы в установках ПХС используются вихревые индукционные плазмотроны с газовой стабилизацией разряда.

Цель работы – проанализировать проблему качественного получения нанокристаллических композиций управляемым плазмохимическим синтезом и предложить рациональную схему оборудования для реализации данной технологии.

Содержание и результаты исследования

Для получения УДП разработана специальная установка, общий вид которой представлен на рис. 1.

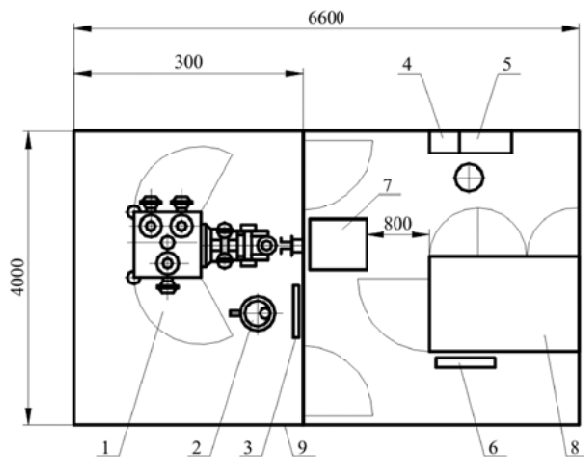


Рис. 1. Плазмохимическая установка для получения ультрадисперсных порошков:

1 – технологический агрегат; 2 – питатель; 3 – узел дозирования газа; 4 – пульт сигнализации и управления; 5 – пульт подачи технологических газов; 6 – коллектор; 7 – блок нагрузочного контура; 8 – генератор; 9 – кабина

В предложенной плазмохимической установке целевой продукт образуется при введении исходных порошков в поток азотной плазмы, имеющей температуру от 5500 до 7000 °С. Порошки плавятся и испаряются, после чего, по мере снижения температуры, происходит взаимодействие паров введенных материалов. В этих условиях реакция данных металлов с потоком азотной плазмы высокочастотного индукционного разряда не происходит. Продуктом реакции является порошок в виде высокодисперсных частиц размером от 0,01 до 1,0 мкм, которые отделяются от охлажденного газового потока фильтрованием.

ПХС осуществляется в технологическом агре-

гате, устройство которого показано на рис. 2. В кварцевую разрядную трубку плазмотрона (1), находящуюся внутри индуктора, через узел ввода газа (2) подается тангенциально закрученный поток плазмообразующих газов: легко ионизирующегося аргона при зажигании плазмы и азота проведения процесса.

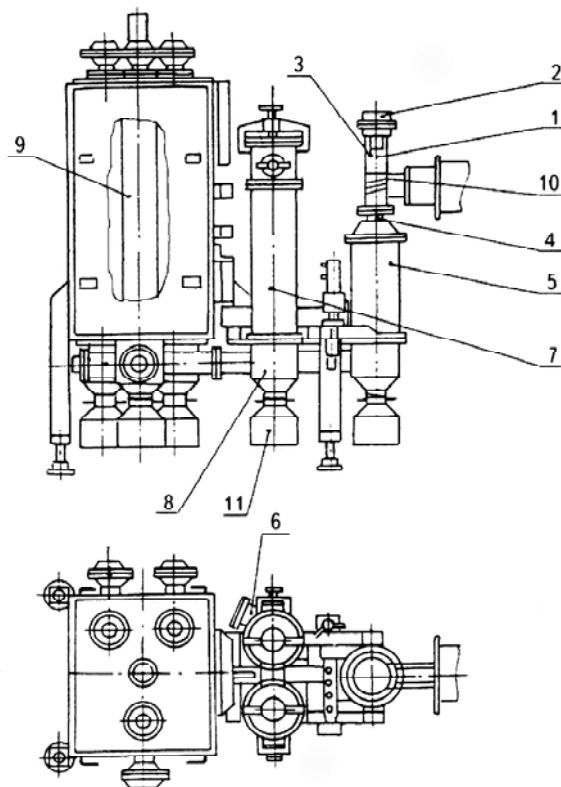


Рис. 2. Устройство технологического агрегата

1 – плазмотрон 2 – узел подачи плазмообразующего газа; 3 – игла зажигания; 4 – узел ввода исходных материалов; 5 – реактор; 6 – крестовина; 7 – теплообменник; 8 – тройник; 9 – фильтр; 10 – индуктор; 11 – бак

Для получения азотной плазмы используется промежуточная аргонная плазма, которая зажигается от электрического разряда высокого напряжения. Переход от аргонной к азотной плазме осуществляется путем подачи азота в аргонную плазму с одновременным уменьшением подачи аргона до полного замещения азотом. Образовавшийся поток азотной плазмы поступает из плазмотрона в узел ввода исходных материалов (4), где в плазменный поток с помощью транспортирующего газа – азота вводятся исходные порошки. На определенном расстоянии от места ввода смеси, по ходу плазменного потока, вводится азот, чтобы повысить удельную поверхность целевого продукта. Образование целевого продукта в виде ультра-

дисперсного порошка происходит в зоне плазменного потока, начиная от узла ввода исходных материалов (4), в реактор (5), где и завершается. Из реактора поток газов с высокодисперсными частицами, отдавая на своем пути тепло стенкам реактора и крестовины (6), попадает в теплообменник (7), где происходит его дальнейшее охлаждение.

Охлажденный до температуры около 100 °С поток поступает в камеру фильтров (9), где происходит увеличение частиц порошка целевого продукта на тканевых рукавных фильтрах и отвод использованных газов в вентиляционную камеру.

Сбор продуктов синтеза производится в объемные баки (11), установленные внизу реактора, теплообменников и фильтров. Охлаждение узлов технологического агрегата осуществляется дистиллированной водой, кроме кварцевой трубы плазмотора, охлаждаемой сжатым воздухом. Питатель предназначен для дозированной непрерывной подачи исходных порошков в узел ввода исходных материалов технологического агрегата. Коллектор служит для контроля и регулирования режимов водяного охлаждения отдельных блоков высокочастотной установки. Источником энергии, необходимой для получения плазмы азота, является высокочастотный генератор типа ВЧИ 11 – 60/1. 76.

Характер распределения частиц некоторых УДП после плазмохимического синтеза приведен на рис. 3.

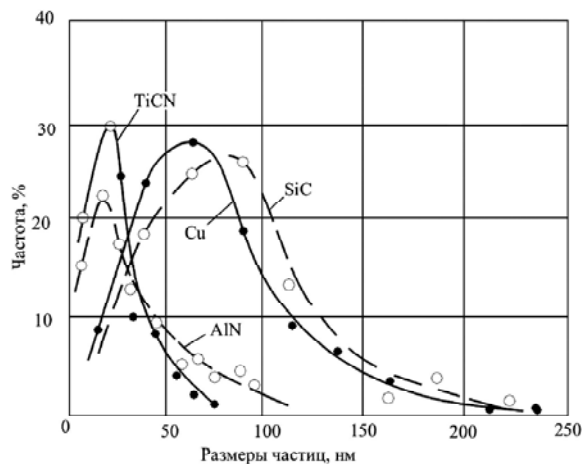


Рис. 3. Сводная гистограмма распределения УДП TiCN, AlN, Cu, SiC

Видно, что основное количество частиц, например, SiC и Cu (65.....75%), имеет размеры до 100 нм и является ультрадисперсными. Частицы TiCN и AlN относятся уже к нано-порошкам. В случае шарообразных частиц гистограмма отражает истинное распределение, а для частиц гексагональной

и других форм такой анализ является более приближенным, но для экспериментальных и опытно-промышленных исследований вполне приемлем.

УДП являются хорошими геттерами, материалами с развитой свободной поверхностью, способными к химической адсорбции и адгезии, и в то же время склонными к агрегатированию в вакууме и нейтральной среде, а также к окислению. Эти особенности затрудняют использование УДП в качестве модификаторов. Чистая активная поверхность частицы при контакте с атмосферой в результате окисления и диффузии примесей быстро покрывается адсорбированным слоем, резко снижающим активность ультрадисперсных частиц. Поэтому преобладающая роль в процессе получения УДП отводится задаче сохранения чистой поверхности частиц, имеющих большую адсорбционную и каталитическую активность. Только в таком случае введенные в расплав частицы могут играть роль активных центров кристаллизации.

На установках ПХС можно получить УДП карбидов, карбонитридов, нитридов или силицидов различных элементов (Si, Ti, Al, Zn, V, W, Mo, Mg и др.), а также УДП чистых металлов.

Выводы и перспективы дальнейших исследований

Разработана рациональная схема технологического оборудования, на котором освоена опытная технология управляемого плазмохимического синтеза порошковых отходов ферросплавных, титаномагниевого и кремнийполимерных производств для получения различных типов нанокристаллических композиций. Фракционный состав полученных тугоплавких композиций составляет 10.....100 нм.

Перспективно применение тугоплавких наноконпозиций плазмохимического синтеза при изготовлении рабочих лопаток из никелевых и титановых сплавов для газотурбинных авиационных двигателей, поршневых алюминиевых сплавов, а также для получения высококачественных металлокомпозиций. Дальнейшие исследования должны быть направлены на комплексное изучение параметров качества поверхностного слоя наиболее ответственных деталей ГТД после их модифицирования нанодисперсными порошками, а также определение влияния сочетания параметров качества поверхностного слоя несущих поверхностей указанных деталей на их служебные характеристики.

Перечень ссылок

1. Морохов И.Д., Трусов Л.И., Чижик С.П. Ультра дисперсные металлические среды. – М.: Атомиздат, 1977. – С. 18-20.
2. Петров Ю.И. Кластеры и малые частицы. М.: Наука, 1986. – С. 58-59.
3. Непейко С.А. Физические свойства малых металлических частиц. /Киев: Наукова думка,

1985. – 44 с.
4. Богуслаев В.А., Качан А.Я., Долматов А.И., Мозговой В.Ф., Корневский Е.Я. Технология производства авиационных двигателей. Ч. 1. Основы технологии. – Запорожье, изд. ОАО "Мотор Сич", 2005. – 518 с.
5. Сабуров В.П., Микитась А.М., Миннеханов П.Н. Применение ультра дисперсных порошков для модифицирования литейных сталей. // Плазменные процессы в порошковой металлургии. – М.: Черноголовка, 1987. – С. 154-160.
6. Физикохимия ультрадисперсных систем. Сб. тр. I Вес. конф. Под ред. И.В. Тананаева. – М.: Наука, 1987. – 256 с.
7. Калинин В.Т. Теплофизические процессы в ультрадисперсных системах, синтезированных плазмохимическим методом // Зб. наук. пр. "Системні технології". – Д.: НМетАУ. – 2001. – №3. – С. 11-23.
8. Gleiter H. Nanostruct. Mater. / (1), 1992.
9. Андриевский Р.А. Наноматериалы: концепция и современные проблемы. – Ж. Рос. хим. общ-ва, 2002. – YLVI, №5. – С. 50-56.
10. Патент РФ №2069702, МКИ⁶ C21C 1/00. Модификатор для обработки расплавов. /Шатов В.В., Калинин В.Т., Комляков В.И. – №93030977; Заявл. 01.03.93., Опубл. 27.11.96. Бюл. № 33. – 8 с.
11. Kalinin V.T. New technological processes of production durability rolls //Proceedings of the 5 International Metallurgical Symposium. – Ostrava, 1991, № 1. – P. 69-73.
12. Калинин В.Т., Федотов В.А. Синтез и применение ультрадисперсных порошков – модификаторов // Зб. наук. пр. "Системні технології". – Д.: НМетАУ. – 2002. – №1. – С. 67-73.
13. Патент України №17647А МКИ⁶ C22C35/00, Модифікатор для обробки розплавів // Розбейко В.П., Калінін В.Т., Філіпчик А.М. – №97010308; Заявл. 27.01.97.; Опубл. 31.10.97. Бюл. №5. – 8 с.
14. Калинина Н.Е. Модифицирование высокопрочных алюминиевых сплавов дисперсными композициями. // Зб. наук. пр. "Системні технології". – Д.: НМетАУ. – 1998. – Вип. №2. – С. 150-153.

Поступила в редакцию 26.12.2006

Розроблено раціональну схему технологічного устаткування та освоєно технологію плазмохімічного синтезу наноматеріалів розміром 10.....100 нм.

The rational systems plant and technology of plasmachemical synthesis of the nanomaterials by size 10.....100 nm were developed.

УДК 669.295.04

О. М. Шаповалова, Т. В. Носова

ХИМИЧЕСКИЙ СОСТАВ И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ 07ЮТ, ОБРАБОТАННОЙ КОМПЛЕКСНЫМИ РАСКИСЛИТЕЛЯМИ

Исследовано совместное влияние группы элементов на свойства стали 07ЮТ, обработанной комплексными раскислителями. Применение новых технологических добавок для внепечной обработки исследуемой стали в промышленных условиях существенно повысило и стабилизировало уровень ее механических свойств. Оптимизированы концентрации алюминия, углерода, марганца для получения заданных механических свойств стали 07ЮТ. Достоверность полученных результатов подтверждена большим массивом статистических данных 150 промышленных плавов по 150 т каждая стали 07ЮТ, обработанной новыми раскислителями на металлургических предприятиях Украины с положительным эффектом.

Развитию экономики Украины способствует расширение экспортно-импортных отношений со странами СНГ и дальнего зарубежья. По данным таможенной статистики Украины в 2005-2006 гг. из Украины экспортировано несколько млн. т ферросплавов, лома черных металлов, готового проката, стальных труб. В последние годы применяется ряд защитных мер собственного внутреннего рынка металла внедрением новых ресурсо- и энергосберегающих технологий в производство, разработкой новых составов конструкционных марок сталей с определенным количеством легирующих элементов.

Конструкционные низколегированные стали 07Т, 07ЮТ, 08ЮТ, 09Г2С, 23Г2А используются в машиностроении, аграрном секторе для кингstonирования кормов, для изготовления кузовов автомобилей, сепараторов подшипников, деталей машин, для получения бронекабельной проволоки, сит, сеток, тонкой проволоки ($\varnothing 1,6-2,5$ мм) и особо тонкой ($\varnothing 0,2-0,4$ мм), метизной продукции, шахтного оборудования, трубопроводов, в строительной индустрии. В машиностроении существует большая потребность в сталях, предназначенных для глубокой вытяжки и изготовления проволоки. Важнейшее требование, предъявляемое к сталям для глубокой вытяжки и изготовления проволоки – их высокая технологическая пластичность. Сталь, как один из главных конструкционных материалов современности, представляет собой не только двухкомпонентный железоуглеродистый сплав. Кроме этих двух основных элементов, сталь содержит марганец, кремний, титан, алюминий, а также примеси – серу, фосфор, азот, кислород, водород. Марганец является основным раскислителем сталей вообще, кремний постоянно присутствует в стали, а углерод – сильный упрочнитель и одновременно легирующий элемент сталей всех марок, от содержания которого зависят структура, фазо-

вый состав и свойства. Количество этих элементов должно быть ограниченным из-за возможного существенного упрочнения матрицы железа и цемента. Допускаемые ТУ и нормативами широкие концентрационные интервалы этих элементов в стали не позволяют получать высокие и стабильные механические свойства, что снижает их конкурентоспособность на внешнем рынке продаж металлопродукции.

Малоуглеродистая сталь 07ЮТ предназначена для глубокой вытяжки, поэтому в ее составе строго регламентировано содержание элементов-упрочнителей: углерода, марганца, кремния. Она должна обладать одновременно достаточной прочностью и повышенной технологической пластичностью. Высокая пластичность необходима для деформации путем глубокой вытяжки, а прочность – для снижения обрывности проволоки, предназначенной для кингstonирования спрессованного сена в аграрном секторе. Рекламации по частым обрывам проволоки при кингstonировании требовали повышения однородности состава, структуры полуфабрикатов и стабилизации механических свойств исследуемой стали. Для обеспечения высокой деформируемости необходимо снижение концентрации вредных примесей и улучшение структуры. Применение традиционных ферросплавов не дало положительных результатов по улучшению механических свойств. Традиционные раскислители, получаемые методом плавки (ферросилиций, силикокальций, силикомарганец, ферромарганец, ферроалюминий, ферротитан), характеризуются значительным расходом первичного (рудного) и вторичного сырья, электроэнергии, а также существенным загрязнением окружающей среды. Раскислители обладают более высоким сродством к кислороду чем железо, и связывают кислород из оксида железа FeO, растворенного в расплаве, в оксиды металлов-раскислителей.

В НИЛМИТ ДНУ разработаны проф. Шаповаловой О.М. принципиально новые раскислители-модификаторы [1, 2], получаемые безрасплавным экологически чистым способом со значительной экономией всех ресурсов и затрат.

Отличительной особенностью технологических добавок марок ДТ является широкое варьирование их состава, многокомпонентность, многофункциональность (способность одновременного раскисления и вывода серы, фосфора, азота), повышенная активность взаимодействия с расплавом и ускоренная растворимость в расплавах сталей благодаря развитой поверхности стружки.

Использование комплексных раскислителей нового поколения позволило решить одновременно две задачи: уменьшить содержание серы и фосфора, неметаллических включений и повысить уровень и стабильность механических свойств. Этим и определяется актуальность работы, в которой рассмотрено взаимодействие легирующих элементов, в частности, марганца и алюминия и их комплексное влияние на механические свойства исследуемой стали 07ЮТ. Работа выполнена в рамках научной программы согласно теме г/б 7-138-06 на 2006-2008 гг. "Теоретические основы создания неплавленных модификаторов широкого спектра действия для обработки жидкометаллических расплавов".

Целью работы является установление закономерностей взаимодействия марганца с алюминием с учетом влияния углерода, кремния и их совместного влияния на механические свойства для оптимизации состава низколегированной стали 07ЮТ, раскисленной нетрадиционным способом, и улучшения ее качества.

Объектом исследования является сталь 07ЮТ, взаимодействие в ней компонентов Fe, Al, Mn и его влияние на механические свойства – предел прочности и относительное сужение. Для достижения поставленной цели применяли следующие методы исследования: химический, термодинамический, определения механических свойств, металлографический, корреляционно-регрессионный, множественной корреляции с графической табуляцией модели по двум факторам.

Проведены системные исследования термодинамических, физико-химических свойств элементов, входящих в состав стали, строения их электронных конфигураций, отличительных особенностей свойств по сравнению с основным элементом стали – железом.

Химический состав исследуемой стали 07ЮТ для глубокой вытяжки представлен в таблице 1.

Конструкционная сталь 07ЮТ должна иметь высокую пластичность, деформируемость при ограниченной величине предела прочности, с чем связано требование по ограничению содержания марганца в ее составе. По соотношению $\sigma_m/\sigma_s = 0,62$ сталь 07ЮТ соответствует требованиям, предъявляемым к материалам с высокой пластичностью, для которых, как известно, $\sigma_m/\sigma_s = 0,55-0,66$ [3].

Анализ данных показывает [3, 4], что марганец существенно упрочняет железо, а, следовательно, и сталь. Марганец повышает прочность аустенита, феррита и цементита. Прочность цементита обусловлена формированием легированного марганцем цементита типа $(Fe, Mn)_3C$. В стали, в присутствии марганца, значительно возрастает количество перлита, благодаря смещению т. S влево от 0,8 % C (0 % масс. Mn) до 0,3 % C (10 % масс. Mn) с образованием квазиэвтектоида и происходит снижение температуры эвтектоидного превращения от 723 °C (0 % масс. Mn) до 630 °C (10 % масс. Mn). Следовательно, все 3 фактора – легирование твердого раствора, смещение т. S влево и понижение $T_{э.пр.}$ при введении марганца обуславливают повышение прочности стали ($C \leq 0,2$ % масс.). Марганец хорошо усваивается при введении его в железный расплав, благодаря большой разнице температур плавления ($T_{пл}^{Fe} = 1539$ °C, $T_{пл}^{Mn} = 1244$ °C, $\Delta T = 295$ °C). Марганец образует с кислородом ряд оксидов, термодинамическая устойчивость которых падает в последовательности: $MnO \rightarrow Mn_3O_4 \rightarrow Mn_2O_3 \rightarrow MnO_2$ [5]. Оксид марганца MnO имеет наиболее высокую температуру плавления (1785 °C), благодаря образованию двух стабильных конфигураций – атомной s2p6 и связывающей конфигурации d5 [5]. Марганец:

- обладает большим сродством к кислороду ($-\Delta H^{MnO} = 385$ кДж/моль и $T_{пл}^{MnO} = 1785$ °C), хотя такие элементы как Al, Si и Ti имеют еще большее сродство ($-\Delta H^{Al_2O_3} = 1674$ кДж/моль, $-\Delta H^{TiO} = 519$ кДж/моль, $-\Delta H^{SiO_2} = 909$ кДж/моль); но достаточным для раскисления кипящей стали при введении его в количестве 0,3-0,5 % Mn; в то же время он слабо влияет на активность кислорода ($e_{Mn}^O = -0,03$);

- не проявляет модифицирующих свойств из-за низкой температуры плавления оксида MnO (1785 °C) и карбида Mn_3C (1520 °C);

- имеет значительное сродство к сере в сравнении с

Таблица 1 – Химический состав стали 07ЮТ по ВТУ 14-15-215-89

Сталь	Химический состав, % масс.							Механические свойства		
	C	Mn	Si	S	P	Ti	Al	σ_s , МПа	HB, МПа	ψ , %
07ЮТ	0,09	0,1-0,3	0,04	0,055	0,045	0,015-0,08	0,01-0,05	380-400	363	76-78

железом: соответственно $\Delta H^{\text{FeS}} = 96 \text{ кДж/моль}$, $T_{\text{пл}}^{\text{FeS}} = 1193 \text{ }^\circ\text{C}$; и $\Delta H^{\text{MnS}} = 207 \text{ кДж/моль}$, $T_{\text{пл}}^{\text{MnS}} = 1615 \text{ }^\circ\text{C}$, то есть он способен активно связывать серу в соединении.

Алюминий обладает наибольшим сродством к кислороду и образует стойкие оксиды с высокими значениями термодинамических характеристик, растворяется в феррите, упрочняет его за счет измельчения зерен феррита, образует широкие области твердых растворов с ОЦК структурой, при этом имеет ГЦК кристаллическую решетку с атомным радиусом $0,143 \text{ нм}$, превышает атомный радиус железа на $13,5 \%$ и замещает атомы железа в ней. Исходя из термодинамических данных, в системе Fe-Al [6] соединения с ГЦК-решеткой отсутствуют, однако углерод в стали 07ЮТ способствует образованию упорядоченного ОЦК-твердого раствора Fe_3Al .

На Криворожском металлургическом комбинате, ныне "Кривой Рог Metall Steel", в конвертерном цехе выплавлена сталь 07ЮТ (150 промышленных плавов по 150 т каждая), обработанная комплексными раскислителями, взамен ферротитана и чушкового алюминия. От каждой плавки отбирали 3 пробы, в которых определяли химический состав по следующим элементам: C, Mn, Si, Ti, Al, S, P. Проводили механические испытания по ГОСТ 1497-84 и ГОСТ 11701-84 на прочность (σ_B), твердость (HB) и пластичность (ψ), а полученные данные обрабатывали методом множественной корреляции и графической табуляции по двум факторам.

Общепринято [3, 4] коррелировать характеристики механических свойств с каждым элементом химического состава стали. Нами, в соответствии с поставленной задачей, проведена корреляция каждой из характеристик прочности и пластичности (σ_B , HB, ψ) с двумя независимыми факторами одновременно. Это позволило установить комплексное влияние элементов стали 07ЮТ на ее механические свойства и оптимизировать их содержание в стали [7, 8].

Получены нелинейные зависимости комплексного влияния двух элементов – марганца и алюминия на прочностные и пластические характеристики исследуемой стали. Влияние алюминия на предел прочности стали 07ЮТ при изменении содержания марганца от $0,17$ до $0,39 \%$ масс. было неоднозначным: при повышенном марганце ($0,39 \%$ масс.) алюминий повышал прочность, а при низком содержании ($0,17 \%$ масс.) марганца несколько снижал ее. Под действием определенного содержания марганца предел прочности стали 07ЮТ снижался, при этом алюминий нивелировал влияние марганца, не снижая прочности стали. Изменялся характер взаимодействия при варьировании содержания марганца и алюминия в пределах $0,17$ – $0,39 \%$ масс. и $0,01$ – $0,05 \%$ масс., соответственно. Оптимальным с позиций повышения прочности этой

стали являлось содержание алюминия $0,025 \%$ масс.

Пластичность стали 07ЮТ с повышением концентрации алюминия ($0,01$ – $0,05 \%$ масс.) возрастала тем в большей степени, чем выше было содержание марганца, равное $0,4 \%$ масс. Марганец в присутствии алюминия повышал пластичность: с увеличением его концентрации от $0,17$ до $0,39 \%$ масс. относительное сужение возрастало, начиная от минимального значения 72% при $0,23 \%$ Mn и $0,01 \%$ Al. Наиболее благоприятными следует считать концентрации в стали 07ЮТ Mn = $0,25$ – $0,30 \%$ масс. и Al = $0,025$ – $0,05 \%$ масс.

Марганец и алюминий имеют весьма ограниченную взаимную растворимость $1,4 \%$ масс. Mn при $660 \text{ }^\circ\text{C}$, поэтому они образуют при высоких содержаниях марганца инконгруэнтно плавящиеся химические соединения, которые мало устойчивы в области высоких температур [6]. Поскольку концентрация марганца для образования интерметаллидных фаз достаточно высокая (от 26 до 58% Mn), маловероятно образование их в стали 07ЮТ, где содержание марганца не превышает $0,1$ – $0,3 \%$, а алюминия $0,01$ – $0,05 \%$. Поэтому потеря прочности стали 07ЮТ при повышении содержания марганца, по-видимому, связана с влиянием третьего элемента, с большим сродством к марганцу, например, углерода, серы, фосфора. Влияние алюминия неоднозначно, он нивелирует влияние марганца.

Предел прочности стали 07ЮТ составлял $\sigma_B = 420 \text{ МПа}$ в интервале концентрации марганца $0,23$ – $0,26 \%$ масс. и концентрации алюминия $0,018$ – $0,025 \%$ масс., что отвечало требованиям, предъявляемым к этой стали.

В рассматриваемых системах на основе железа, углерода, марганца и алюминия, возможно образование карбида Mn_3AlC , который, растворяя полностью железо, обладает частичной или полной взаимной растворимостью в твердом состоянии. Этот карбид изоморфен перовскиту (Fe_3AlC). По-видимому, часть атомов алюминия переходит из кристаллической решетки железа на построение карбида совместно с марганцем. Переход атомов алюминия способствует повышению пластичности (ψ) стали 07ЮТ. Наиболее допустимая концентрация марганца в стали 07ЮТ составила $0,26 \%$ масс., с учетом нижнего и верхнего пределов его содержания (от $0,10$ до $0,30 \%$ масс.).

Выводы

1. Установлено снижение прочности стали 07ЮТ под действием определенных концентраций марганца и алюминия, причем, алюминий нивелировал влияние марганца.
2. Выявлено значительное повышение пластичности (ψ) стали 07ЮТ при комплексном воздействии содержания марганца и алюминия, причем, пластичность возрастала тем в большей степени, чем

выше было содержание марганца. Это явление характерно для данных низколегированных сталей.

3) Установлены и определены допустимые пределы концентрации углерода, марганца и алюминия в стали 07ЮТ.

Использование комплексных раскислителей нового поколения позволило повысить качество исследуемых сталей, а применение современного математического метода анализа – оптимизировать как химический состав, так и механические свойства стали.

Перечень ссылок

1. Шаповалова О.М. Переработка отходов цветных металлов // Состояние, проблемы и направления развития производства цветных металлов в Украине. Сб. н. тр. – 3. – 1999. – С. 65-72.
2. Шаповалова О.М. Высокоэффективные раскислители-модификаторы-микролигатуры // Строительство, материаловедение, машиностроение. – Д: ПГАСИА. – 2001. – С. 25-28.
3. Мозберг Р.К. материаловедение. – М.: Высш. шк. – 1991. – 448 с.
4. Гольдштейн М.И. Специальные стали. – М.: Металлургия, 1985. – 300 с.
5. Соколовская Е.М., Гузей Л.С. Металлохимия. – М.: МГУ, 1986. – 187 с.
6. Диаграммы состояния металлических систем: Справочник /Под ред. М.Н. Лякишева. – М.: Машиностроение, 1996. – Т. 1. – 395 с.
7. Шаповалова О.М. Влияние углерода на свойства сталей для глубокой вытяжки, обработанных технологической добавкой ДТ1 из отходов

/ О.М. Шаповалова, Т.В. Носова // Вісник Дніпропетровського університету. – 1999. – № 3. – С. 135-137.

8. Шаповалова О.М. Комплексное влияние элементов на свойства конструкционной стали 07ЮТ, обработанной технологическими добавками марки ДТ1 / О.М. Шаповалова, Т.В. Носова, Т.И. Ивченко // Строительство, материаловедение, машиностроение. – Д: ПГАСИА. – 1998. – С. 96.

Поступила в редакцию 19.01.2007

Досліджено сумісний вплив групи елементів на властивості сталі 07ЮТ, обробленої комплексними розкислювачами. Застосування нових технологічних добавок для позапічної обробки досліджуваної сталі у промислових умовах суттєво підвищило і стабілізувало рівень її механічних властивостей. Оптимізовано концентрації алюмінію, вуглецю, марганцю для одержання заданих механічних властивостей сталі 07ЮТ. Достовірність отриманих результатів підтверджено великим масивом статистичних даних 150 промислових плавок по 150 т кожна сталі 07ЮТ, обробленої новими розкислювачами на металургійних підприємствах України з позитивним ефектом.

Researched is the complex influence of group elements on properties of 07ЮТ steel, being treated with complex deoxidizers. Using new technological additives for out-of furnace treatment of steel being researched at site has significantly improved and stabilized its mechanical properties. Concentrations of aluminium, carbon, manganese for obtaining preset mechanical properties of 07ЮТ steel have been optimized. Assurance in results obtained has been proved by statistics of 150 heats of 07ЮТ steel processed by new deoxidizers at iron and steel works of Ukraine with positive effect.

УДК 669.295.5.018

А. В. Шаповалов, И. А. Маркова, Т. И. Ивченко

ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА И ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВАХ

Исследованы фазовые превращения в сложнолегированных титановых сплавах в широком температурном интервале. Установлено влияние температуры, времени выдержки и степени легированности сплавов на их фазовый состав. Рассмотрены причины формирования метастабильных фаз.

Титановые сплавы, отличающиеся высокой удельной прочностью в сочетании с удовлетворительными характеристиками пластичности, высокими жаропрочностью и коррозионной стойкостью, становятся все более перспективными конструкционными материалами для аэрокосмической, судостроительной, химической, пищевой отраслей промышленности. Промышленные титановые сплавы, как правило, представляют собой сложные системы с большим количеством компонентов – α -, β -стабилизаторов, нейтральных упрочнителей. В процессе их термической обработки происходят крайне сложные фазовые превращения с перераспределением легирующих элементов и формированием многочисленных метастабильных фаз различной степени легированности [1, 2], что существенно влияет на физические, механические, технологические и эксплуатационные свойства титановых сплавов. Возможность варьирования соотношения фаз, степени их легированности, морфологии структурных составляющих, обусловленная природой титановых сплавов, позволяет изменять свойства изделий в широком диапазоне.

Наиболее эффективно использовать термическую обработку для повышения комплекса свойств титановых сплавов можно при оптимизации температурно-временных параметров с учетом особенностей фазовых превращений в каждом из сплавов.

Цель настоящей работы – установление закономерностей фазовых превращений в сложнолегированных титановых сплавах для оптимизации температурно-временных режимов термической обработки.

Исследованы фазовые превращения в широко применяемых титановых сплавах разной степени легированности. Химический состав их приведен в таблице 1. Образцы вырезали из технологических припусков промышленных полуфабрикатов деформируемых сплавов ВТ6С, ВТ3-1, ВТ23 и литейного сплава ЛТС. Фазовые превращения изучали в широком температурном интервале (200–1100 °С) после нагрева до указанных температур от комнатной и охлаждения после выдержки в однофазной области для нивелирования влияния структуры исходных образцов и неравномерного распределения легирующих элементов. Использовали рентгенографический, металлографический методы анализа, микрорентгеноспектральное зондирование.

Фазовый состав образцов в зависимости от режимов термической обработки приведен в таблицах 2, 3.

Из приведенных данных следует, что на фазовый состав влияли как химический состав сплавов, так и параметры термической обработки. Установлены следующие особенности фазовых превращений:

- формирование $\alpha + \beta$ -фаз во всех исследованных сплавах при температурах ниже 700 °С и при нагреве, и при охлаждении;
- образование при нагреве и охлаждении множества метастабильных переходных состояний, которые при закалке фиксируются в виде $\beta_{\text{нест}}$ и мартенситных фаз (α' , α'');
- температурные интервалы существования метастабильных фаз были различными в зависимости от степени легированности сплава;
- уменьшение степени легированности сдержи-

Таблица 1 – Химический состав титановых сплавов

Марка сплава	Химический состав, %, по массе						
	Al	V	Mo	Zr	Cr	Fe	Si
ВТ6С	5,3-6,5	3,5-4,5	–	≤ 0,3	–	≤ 0,25	≤ 0,1
ВТ3-1	5,5-6,5	–	2-3	–	0,8-2,3	0,2-0,7	0,2-0,4
ВТ23	4-6	4-5	1,5-2,5	–	0,8-1,4	0,4-0,8	–
ЛТС	4,5-6,2	–	2-3,4	16-19	–	0,04-0,08	0,020-0,075

Таблица 2 – Фазовый состав образцов титановых сплавов в зависимости от температуры закалки

Температура	Марка сплава					
	BT6C	BT3-1		BT23	ЛТС	
	Фазовый состав	Фазовый состав	Количество β -фазы	Фазовый состав	Фазовый состав	Количество β -фазы
100	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	24,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	16,0
200	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	17,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	16,8
300	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	13,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	25,4
400	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	9,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	15,6
500	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	6,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	2,9
600	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	4,0	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	1,5
700	$\alpha + \beta$	$\alpha + \beta$	14,0	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	28,5
800	$\alpha + \alpha'$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	20,0	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	32,6
820	$\alpha + \alpha'$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	50,5	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	–
840	$\alpha + \alpha'$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	41,0	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	–
860	$\alpha + \alpha'$	$\alpha + \alpha'' + \beta$	34,0	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha + \beta_{\text{нест}}$	15,0
900	$\alpha + \alpha'$	$\alpha + \alpha'' + \beta$	4,0	$\alpha + \alpha' + \alpha'' + \beta_{\text{нест}}$	$\alpha' + \alpha'' + \beta$	11,5
930	$\alpha + \alpha'$	$\alpha(\alpha') + \alpha'' + \beta$	–	$\alpha + \alpha' + \alpha'' + (\beta)$	$\alpha' + \alpha'' + \beta$	–
980	α'	α'	0	α'	$\alpha' + \alpha'' + \beta$	6,9
1050	α'	α'	0	α'	$\alpha' + \alpha''$	0
1100	α'	α'	0	α'	$\alpha' + \alpha''$	0
1200	α'	α'	0	α'	α'	0

Таблица 3 – Фазовый состав закаленных образцов сплавов BT3-1 и ЛТС

Сплав	Режим высокотемпературной обработки			Фазовый состав	Количество β-фазы, %
	Обработка в β-области	Температура выдержки, °C	Время выдержки, мин		
BT3-1	980 °C 10 мин	960	5	$\alpha + \alpha' + (\beta)$	–
			90	$\alpha + \alpha' + (\beta)$	–
		930	5	$\alpha + \alpha' + \alpha'' + \beta$	10
			30	$\alpha(\alpha') + \alpha'' + \beta$	8
			60	$\alpha + \alpha'' + \beta$	7
		900	3	$\alpha + \alpha' + \alpha'' + \beta$	10
			5	$\alpha + \alpha' + \alpha'' + \beta$	6
			20	$\alpha + \alpha'' + \beta$	9
			30	$\alpha + \alpha'' + \beta$	7
		600	5	$\alpha + \beta$	25
60	$\alpha + \beta$		23		
ЛТС	950 °C 10 мин	800	1	$\alpha(\alpha') + \alpha'' + \beta$	–
			5	$\alpha + \alpha'' + \beta$	–
			15	$\alpha + \beta$	–
			30	$\alpha + \beta$	21,8
		600	1	$\alpha + \beta$	–
			5	$\alpha + \beta$	–
		15	$\alpha + \beta$	11,6	

ваает склонность титановых сплавов к образованию серии метастабильных состояний; так, при закалке сплава BT6C не выявлены $\beta_{\text{нест}}$ и α'' - фазы, образующиеся в сплавах с большим содержанием легирующих элементов;

- изменение фазового состава образцов сплава BT3-1 и ЛТС, предварительно обработанных при температурах β - области, в зависимости от времени выдержки при температурах 930 и 900 °C (сплав BT3-1), 800 °C (сплав ЛТС);

- после тридцатиминутной обработки при этих

температурах фазовый состав образцов указанных сплавов, нагретых от комнатной температуры и охлажденных от температур β -области, был одинаковым.

Фазовые превращения в титановых сплавах сопряжены с перераспределением компонентов между α - и β - фазами из-за их разной растворимости. Значения растворимости легирующих элементов по данным [3] приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Растворимость легирующих элементов в α - и β - фазах титана

Элемент	Растворимость, % масс.	
	α -фаза	β -фаза
Al	6,0 (500 °C)	35,5 (1460 °C)
Zr	0-100(> 545 °C)	0-100 (> 662 °C)
Mo	0,75 (600 °C)	0-100
V	3,3 (600 °C)	0-100
Fe	0,02 (390 °C)	25,5 (1085 °C)
Si	0,2 (600 °C)	3 (1330 °C)

В процессе фазовых переходов диффузионное перераспределение легирующих элементов не успевало происходить, формировались обогащенные и обедненные β - стабилизаторами микрообъемы. При закалке последние превращались в α' -фазу, а обогащенные – в α'' -фазу; те, в которых содержание β - стабилизаторов превышало критическое, сохранялись в виде β - фазы.

Факторами, обуславливающими образование микрообъемов β - фазы разной степени легированности при высоких температурах, являются:

- высокая концентрация легирующих элементов в титановых сплавах; так, суммарное содержание легирующих элементов составляло в сплаве ВТ6С 9,1 – 11,7 %, ВТ3-1 – 8,7-13,9 %, ВТ23 – 10,7-15,7 %, ЛТС – 22,5-28,7 %;

- многокомпонентность сплавов и наличие элементов, которые резко отличаются по своей природе – α - стабилизаторов (Al, O), изоморфных β - стабилизаторов (Mo, V), эвтектоидообразующих β - стабилизаторов (Fe, Si) и нейтральных упрочнителей (Zr);

- образование твердых растворов замещения титана с каждым из его легирующих элементов;

- резко отличающиеся значения растворимости легирующих элементов в фазах, наличие градиента концентраций между фазами;

- низкие значения коэффициентов диффузии элементов в титане.

Механические свойства сплавов ВТ3-1 и ЛТС после упрочняющей термической обработки по разным режимам и фазовый состав после высокотемпературного ее этапа, а также сплава ВТ6С после отжига по разным режимам представлены в таблице 5.

Из приведенных данных следует, что отжиг сплава ВТ6С приводил к возрастанию характеристик пластичности при некотором снижении прочности. Упрочняющая термическая обработка деформированного сплава ВТ3-1 по режимам 2-4 обеспечивала повышение предела прочности при удовлетворительной пластичности. После термической обработки по режиму 1 сплав ВТ3-1 имел крайне низкие значения относительного удлинения и относительного сужения. Это обусловлено образованием после закалки крупноигльчатой α' - фазы, распад которой при старении приводил к формированию игльчатых выделений вторичной α - фазы. Следовательно, необходимо избегать возникновения при закалке мартенситной α' - фазы. Термическая обработка литейного сплава ЛТС обеспечила оптимальное сочетание прочностных и пластических характеристик.

Таким образом, в зависимости от требований, предъявляемых к конкретному изделию из титановых сплавов, необходимо выбирать сплав большей или меньшей степени легированности и применять термическую обработку с учетом закономерностей фазовых превращений.

Таблица 5 – Механические свойства, фазовый состав и количество β - фазы образцов титановых сплавов до и после термической обработки

Сплав	Режимы термической обработки	Механические свойства			Фазовый состав	Количество β -фазы, %
		σ_B , МПа	δ , %	ψ , %		
ВТ6С	Исходный	930	9,5	30,0	$\alpha + \beta$	
	Отжиг режим 1	875	13,0	36,0	$\alpha + \beta$	
	Отжиг режим 2	880	11,9	36,0	$\alpha + \beta$	
ВТ3-1	Исходный	1030	9	20,3	$\alpha + \beta$	
	Режим 1	1370	2,5	10,0	$\alpha + \alpha' + (\beta)$	–
	Режим 2	1200	7,0	14,8	$\alpha + \alpha'' + \beta$	8
	Режим 3	1130	5,0	13,0	$\alpha + \beta$	25-28
	Режим 4	1100	6,0	21,0	$\alpha + \beta$	~ 20
ЛТС	Исходный	1080	5,6	15,0	$\alpha + \beta$	16,9
	Режим 1	1100	9,2	15,0	$\alpha + \beta$	15,2
	Режим 2	1140	8,0	28,0	$\alpha + \beta$	15,0
	Режим 3	1150	8,0	22,0	$\alpha + \beta$	12,5

Перечень ссылок

1. Глазунов С.Г., Моисеев В.Н. "Конструкционные титановые сплавы". – М.: Металлургия, 1979. – 364 с.
2. Шаповалов А.В., Маркова И.А., Шаповалова О.М., Ивченко Т.И. Влияние термической обработки крупногабаритных изделий из титановых сплавов на их структуру и свойства // Международный симпозиум "Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов в машиностроении", Харьков, 2004.
3. Цвиккер У. "Титан и его сплавы". – М.: Металлургия, 1979. – 510 с.

Поступила в редакцию 25.01.2007

Досліджено фазові перетворення в складнолегованих титанових сплавах в широкому температурному інтервалі. Встановлено вплив температури, часу витримки та ступеню легуваності сплавів на їх фазовий склад. Розглянуто причини формування метастабільних фаз.

Phase transformations in complex alloyed titanium alloys in a wide temperature range have been researched. The influence of temperature, holding time and degree of alloys alloying on their phase composition has been found. Reasons for metastable phase formation have been considered.

УДК 669.018:621.762

К. В. Левочко, А. Ф. Санин, А. Ф. Леднянский

ДИСПЕРСНОУПРОЧНЕННЫЙ ПОРОШКОВЫЙ АЛЮМИНИЕВЫЙ СПЛАВ

Представлены результаты исследований дисперсноупрочненного сплава на основе алюминия, легированного дополнительно железом в количестве до 0,9 %, получаемого с использованием методов порошковой металлургии. Упрочняющие интерметаллидные фазы выделяются из твердого раствора при термической и термомеханической обработке заготовок из порошка сплава, полученного распылением расплава водой высокого давления. Образование аномально пересыщенного твердого раствора обусловлено высокими скоростями охлаждения при кристаллизации капель расплава. Механические свойства сплава находятся на уровне свойств сложнелегированных высокопрочных алюминиевых сплавов.

Введение

Основными возможностями повышения прочности металлов являются (по А.А. Бочвару [1]): холодное деформирование; сплавление с компонентами, которые входят в твердый раствор на основе решетки основного металла; получение высокодисперсной смеси фаз путем закалки сплава на пересыщенный твердый раствор с последующими упрочняющим отпуском или старением; введение в состав сплава компонентов, которые образуют в процессе кристаллизации новую, более твердую фазу в виде сетки по границам зерен основной фазы. Даже если все эти факторы действуют одновременно, то эффект упрочнения реализуется при температурах не выше $0,4 T_{пл}$. Упрочнение с использованием дисперсных выделений сохраняется до $0,7 T_{пл}$, и повышение рабочих температур до $0,8 T_{пл}$ может быть обеспечено за счет дополнительного усложнения состава и строения выделяющихся фаз.

Устранение разрыва между требованиями современной техники к конструкционным материалам и возможностями классических сплавов может быть достигнуто при использовании дисперсноупрочненных сплавов, основная роль в упрочнении которых принадлежит структурным факторам [2, 3]. Перспективным направлением получения высокопрочных алюминиевых сплавов является дополнительное их легирование переходными металлами. В алюминиевых сплавах традиционного производства переходные металлы, к которым относятся и железо, обычно не используются в качестве легирующих элементов, либо их содержание очень мало. Это связано с образованием при кристаллизации грубых интерметаллидных фаз, которые не растворяются при последующей термической обработке и, располагаясь преимущественно на границах зерен, обуславливают снижение прочности (и коррозионной стойкости) сплава.

Применение методов порошковой металлургии позволяет изменить принцип легирования алюми-

ниевых сплавов с целью реализации эффекта дисперсного упрочнения. Технология изготовления сплава и деталей должна, вероятно, базироваться на использовании предварительно легированных переходными металлами порошков, полученных в условиях высоких скоростей охлаждения в процессе кристаллизации. Такие порошки могут быть получены путем распыления расплава сплава внешними энергоносителями, например водой. В процессе кристаллизации жидких металлических капель с высокой скоростью (скорость охлаждения до 10^6 К/с) может образовываться аномально пересыщенный твердый раствор железа в алюминии. При последующей обработке в материале будет формироваться высокодисперсная интерметаллидная фаза. При этом следует ожидать, что интерметаллиды будут достаточно равномерно распределены в теле зерна.

Целью исследований, некоторые результаты которых представлены в данной работе, являлось установление закономерностей формирования структуры и свойств алюминиевого сплава, легированного дополнительно железом и марганцем в количестве менее 1 %, при его получении с использованием методов порошковой металлургии.

Материал и методы исследований

Исследован сплав следующего химического состава (в масс. %): медь – 0,34.....0,40 %, кремний – 0,75.....0,9 %, магний – 1,27.....1,33 %, марганец – 0,10.....0,20 %, железо – 0,45.....0,90 %, алюминий – основа. Содержание железа соответствует доэвтектическому и эвтектическому составам системы Al-Fe.

Порошки сплава получены распылением расплава водой давлением 9.....11 МПа, температура расплава перед распылением составляла 850.....1100 °С. После распыления порошок осушивался при комнатной температуре.

Микроструктуру и морфологию частиц порошков изучали с использованием оптических микро-

скопов МИМ-8М, Neofot-2; микроструктуру компактных материалов – оптических микроскопов МИМ-8М, Neofot-2 после травления в реактиве Келлера и растворе NaOH, а также с использованием электронной микроскопии методом "на просвет". Плотность компактного материала определяли методом гидростатического взвешивания, твердость – на приборах Бринелля и Роквелла. Прочность на разрыв и пластичность исследовали на разрывной машине МУП-20 при нагрузке 5 т и скорости движения активного захвата 0,042 мм/с, ударную вязкость – на маятниковом копре МК-30. Изготовление образцов и проведение испытаний осуществляли в соответствии с ГОСТ 27047-80, ГОСТ 1497-84, ГОСТ 9454-80.

Результаты и обсуждение

Распыление струи расплава водой позволило получить достаточно дисперсный порошок, средний диаметр частиц находился в пределах 85.....95 мкм. Частицы имеют неправильную форму, значительно отличающуюся от сферической, и развитую поверхность, что способствует высокой активности порошка при последующей обработке. Гранулометрический состав и форма частиц существенно зависят от параметров распыления – давления воды и, особенно, температуры расплава. Поверхность частиц покрыта слоем тонкой аморфной гидрооксидной пленки, состав, морфология и толщина которой зависят от условий формирования, что показано в [4].

С целью получения компактного материала, порошки после осушки обрабатывались по двум основным технологическим схемам. Первая содержала холодное прессование порошка до плотности около 75 %, вакуумное спекание-дегазацию, холодное прессование до плотности около 99 %, термическая обработка (закалка, старение). Во второй схеме плотные заготовки подвергались дополнительно горячему экструдированию с коэффициентом вытяжки, равным 25. Относительно высокая пористость заготовок после первого прессования обусловлена необходимостью отвода паров воды, адсорбированной на поверхности частиц порошка после распыления и осушки, и газообразных продуктов восстановления гидрооксидных пленок.

Механические свойства материала, полученного по первой и второй технологическим схемам, сравнивали со свойствами порошкового сплава 601AB фирмы Alcoa, который имеет примерно такой же химический состав и изготовлен по аналогичной технологической схеме, и серийного сплава АД33.

Установлено, что опытный сплав имеет высокое значение работы разрушения и поэтому может быть использован как конструкционный порошковый материал для изготовления деталей с использованием методов порошковой металлургии (табл. 1).

Свойства исследуемого сплава мало уступают свойствам деформированного сплава АД33.

Таблица 1 – Механические свойства порошковых алюминиевых сплавов, полученных по первой технологической схеме

Марка сплава	Прочность, МПа		Пластичность, %	
	σ_B	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ
601AB Alcoa	269	148	1,7	–
Опытный сплав	260-275	170-190	4,8-7,2	11,5-13,0

Известно, что хрупкое разрушение вызвано в первую очередь состоянием межзеренной поверхности. Для алюминиевых порошковых сплавов характерно наличие оксидов и неметаллических примесей на поверхности частиц порошка, которые имеют большое влияние на процессы разрушения. Сопоставление результатов объясняет зависимость работы разрушения от технологических параметров изготовления порошка. Высокая пластичность сплава наблюдается в случае, когда исходные частицы имеют развитую поверхность с тонкой аморфной гидрооксидной пленкой, которая после дегазации превращается в сверхтонкую хрустальную пленку оксида.

При холодной деформации дегазированного брикета поверхность таких частиц испытывает высокие деформации и значительные смещения относительно поверхностей соседних частиц, что приводит к разрушению пленок оксидов и холодной сварке открывшихся ювенильных поверхностей. Подтверждением этого является также установленный факт, что если поверхность частиц не развита, то свойства пластичности крайне низкие (это является результатом малых относительных перемещений).

Большой запас пластичности, который связан с относительно небольшим объемным содержанием упрочняющей фазы, позволяет путем деформации и термической обработки заготовок сформировать в материале стабильную дислокационную субструктуру и добиться многократного, по сравнению с исходной заготовкой, повышения прочности. Деформация и термообработка играют особую роль в формировании свойств дисперсноупрочненного материала. Это объясняется тем, что в присутствии упрочняющих частиц уже при малых деформациях дислокации зарождаются во многих системах скольжения, поэтому распределение дислокаций равномерно. Кроме того, присутствие частиц второй фазы приводит к уменьшению длины свободного пробега дислокаций, что препятствует

скоплению дислокаций одного знака, именно из которых формируются зерна с повышенной разориентацией. Накопленная при деформации энергия, лишь частично (~ 10 %) уменьшается при рекристаллизационном отжиге, либо в процессе отжига формируется не система большеугловых границ, а ячеистая субструктура, стабилизированная дисперсными упрочняющими частицами. Именно наличие такой субструктуры и обуславливает повышение прочности в дисперсноупрочненных сплавах как при низких, так и при высоких температурах.

Учитывая сказанное выше, была изучена возможность получения сплава по второй технологической схеме, а именно, с использованием горячего деформирования.

Плотность материала, его электропроводность и теплопроводность составляют 2720 кг/м³, 0,44 Ом·м, 142,0 Вт/м·К и соответствуют характеристикам деформированных стандартных сплавов данной системы.

На образцах, изготовленных из прутков и полос, исследованы механические и физические свойства сплава. Механические свойства сплава оценивали на продольных образцах с диаметром рабочей части 5 мм после термической обработки по режимам, которые рекомендуются для стандартных пресованных полуфабрикатов. Модельный порошковый сплав системы Al-Si-Mg-Cu по прочности превосходит стандартный сплав данной системы АД33 примерно на 60 % (табл. 2) и соответствует высокопрочным порошковым сплавам.

Исследования микроструктуры материала проведены на образцах после разных этапов технологического процесса изготовления. В образцах, исследованных после отжига при 420 °С обнаружены лишь крупные выделения интерметаллидов, которые скапливаются в основном на границах зерен (рис. 1). Микроструктура образцов после закалки от 510 °С изменяется в зависимости от содержания железа в сплаве. Для сплава, близкого по составу к эвтектическому, характерно равномерное распределение выделений (рис. 2, а). В доэвтектических сплавах наблюдаются объемы материала, которые свободны от выделений (рис. 2, б). Горячее деформирование обуславливает образо-

вание структуры, для которой характерна высокая плотность дислокаций (рис. 3, а). После закалки наблюдается ячеистая субструктура, границы которой "закреплены" частицами (рис. 3, б).

Следует также отметить, что исследования коррозионной стойкости полученного сплава, проведенные в среде с влажностью 95 % при температуре 35 °С в течение 45 суток не выявили ее снижения по сравнению с серийным сплавом АД33.

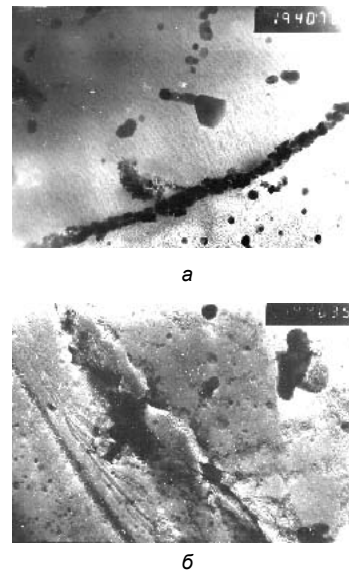


Рис. 1. Микроструктура сплава после отжига при температуре 420 °С: а – × 8000; б – × 19000

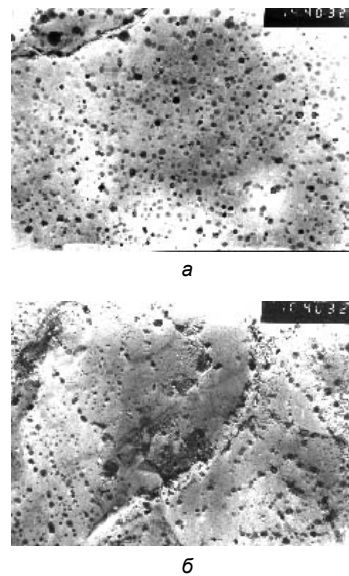


Рис. 2. Микроструктура сплава после закалки от температуры 510 °С: а – содержание железа 0,87 %; б – 0,69 %; × 14000

Таблица 2 – Механические свойства полуфабрикатов из алюминиевых сплавов

Марка сплава	Прочность, МПа		Пластичность, %	
	σ_B	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ
Опытный сплав	435-450	395-405	8,6-10,8	21,0-24,0
АД-33	270	230	10,0	—
АК6	430-450	370	10,0-10,4	19,5-20,5
В95	480-490	350	7,2-8,6	13,0-17,0

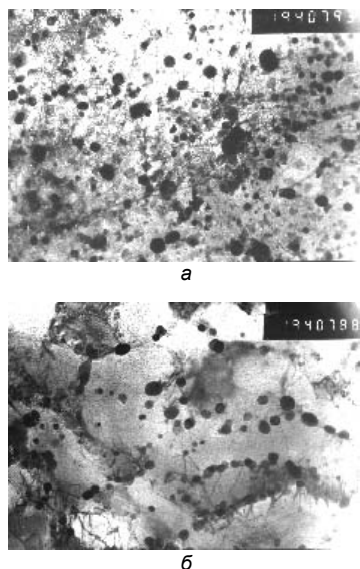


Рис. 3. Микроструктура сплава после горячей деформации и закалки: а – после горячей деформации; б – после закалки; $\times 19000$

Выводы

Таким образом, установлена возможность получения экономнолегированного сплава на основе алюминия, легированного дополнительно железом, обладающего высокими механическими свойствами. Увеличение прочности по сравнению со сплавом аналогичного химического состава, не содержащим железо, достигает 60...70 %.

Для производства сплава необходимо исполь-

зовать методы порошковой металлургии, содержащие холодное и горячее деформирование заготовок, изготовленных из порошков, полученных распылением водой предварительно легированных расплавов. Высокая скорость охлаждения при кристаллизации обуславливает отбрасывание пересыщенного твердого раствора. В процессе последующей термической и термомеханической обработки происходит выделение из твердого раствора дисперсных упрочняющих интерметаллидных фаз, равномерно распределенных в матрице.

Перечень ссылок

1. Бочвар А.А. Металловедение. – М.: Металлургиздат, 1956. – 495 с.
2. Портной К.И., Бабич Б.Н. Дисперсноупрочненные материалы. – М.: Металлургия, 1974. – 200 с.
3. Физическое металловедение. Под ред. Р. Кана / Пер. с англ. Н.Т. Чеботарёва. – М.: Мир, 1968, вып. 3. – 484 с.
4. Левочки К.В., Леднянский А.Ф. Исследование процессов образования гидроокисных пленок на поверхности водораспыленных алюминиевых порошков // Космічна наука і технологія. – 2005. – Т. 11, № 1. – С. 48-50.

Поступила в редакцию 26.01.2007

Наведено результати досліджень дисперснозміцненого сплаву на основі алюмінію, легированого додатково залізом у кількості до 0,9 %, який виготовлено з використанням методів порошкової металургії. Зміцнюючі інтерметалідні фази виділяються з твердого розчину під час термічної та термомеханічної обробки заготовів з порошку сплаву, отриманого розпиленням розплаву водою високого тиску. Утворення аномально пересиченого твердого розчину обумовлено високими швидкостями охолодження при кристалізації крапель розплаву. Механічні властивості сплаву знаходяться на рівні властивостей складнолегованих високоміцних алюмінієвих сплавів.

Results of researches of dispersion hardened alloy with aluminium base additionally alloyed with iron in amount of up to 0,9 % produced by the method of powder metallurgy are presented. Hardening intermetallide phases precipitate from a solid solution while thermal and termo-mechanical treatment of billets made from powered alloy and obtained through sputtering the smelt with water of high pressure. The formation of anomalous over-saturated solid solution is conditioned by high cooling rates when crystallization of smelt drops. Mechanical properties of alloy are in agreement with properties of complexalloyed high-strength aluminium alloys.

УДК 669.245.018: 620.193.53

С. В. Гайдук, В. В. Кононов, Ю. М. Федорченко, Н. Б. Налесный, А. С. Гайдук

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ КОРРОЗИЯ МОНОКРИСТАЛЛОВ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ, СОДЕРЖАЩИХ ТАНТАЛ

Рассмотрены основные вопросы по исследованию высокотемпературной коррозионной стойкости монокристаллов никелевых сплавов типа ЗМИ-ЗУ, содержащих переменную концентрацию тантала от 0 до 5%. Приведены сравнительные результаты коррозионной стойкости сплавов в расплаве солей и синтетической золе, а также исследован фазовый состав и характер распределения элементов в продуктах коррозии рентгеноспектральным и рентгеноструктурным методами.

Введение

Стабильность внешней поверхности жаропрочных сплавов является необходимым условием высокой эксплуатационной надежности деталей газотурбинных двигателей (ГТД). На лопатки ГТД наносят различные защитные покрытия, однако, сопротивление высокотемпературной коррозии (ВТК) сплава-основы имеет большое значение [1]. Наиболее перспективным способом повышения сопротивления сплавов ВТК является более точное определение возможных механизмов коррозионной деградации, которым должен противостоять материал [2]. Авторы [3] обращают внимание, что процессом, контролирующим ресурс работы деталей горячей части ГТД при постоянных температурно-силовых параметрах, является ВТК, которая приводит к ускоренному повреждению рабочих лопаток и преждевременному выходу из строя лопаточного аппарата. Большинство исследователей считает, что введение тантала в никелевые сплавы способствует повышению их коррозионной стойкости. В работах авторов [3, 4] отмечено, что положительное влияние тантала на ВТК-стойкость никелевых сплавов особенно проявляется при более высоких температурах, чем титана, что указывает на целесообразность легирования им перспективных никелевых сплавов.

Постановка задачи

Основной задачей данной работы является оценка влияния тантала на ВТК стойкость монокристаллов никелевых сплавов, выплавленных на основе ЗМИ-ЗУ. Представлены сравнительные результаты ВТК-стойкости исследуемых сплавов в расплаве солей и синтетической золе. Рассмотрены основные вопросы по анализу фазового состава и характеру распределения элементов в продуктах ВТК.

Опытные образцы отливали методом монокристаллического (МК) литья в высоко-градиентной вакуумной установке УВНК-8П с кристаллографической ориентировкой (КГО) – [001] со скоростью кристаллизации 10 мм/мин. Химический состав опытных сплавов контролировали стандартными методами химическим и спектральным анализами согласно требованиям ТУ 14-1689-73 и ОСТ 1.90127-85 (табл.1).

Далее литые заготовки образцов термически обрабатывали в вакууме или нейтральной атмосфере в соответствии с индивидуальной для каждого опытного сплава температурой гомогенизации (обработки на твердый раствор), которую назначали на основании анализа данных, предварительно полученных методом дифференциального термического анализа (ДТА) [5].

Сравнительные испытания сплавов на ВТК-стойкость дополнительно проводили на стандартных образцах в керамических тиглях методом полупогружения в расплаве солей (75 % Na_2SO_4 + 25 %

Таблица 1 – Химический состав опытных сплавов

Сплав №	Содержание легирующих элементов, % (масс.)											
	C	Cr	Al	Ti	Mo	W	Co	Ta	B	Y	La	Ni
0	0,08	13,5	3,3	4,8	0,9	7,3	4,8	0,0	0,01	0,03	0,01	Ост
1	0,06	13,3	3,5	4,6	0,8	7,1	5,1	1,2	0,01	0,03	0,01	Ост
2	0,06	13,2	3,2	4,9	0,7	7,2	4,9	2,1	0,01	0,03	0,01	Ост
3	0,06	13,2	3,4	4,6	0,8	7,0	5,0	3,2	0,01	0,03	0,01	Ост
4	0,07	13,4	3,5	4,7	0,7	7,1	5,2	4,1	0,01	0,03	0,01	Ост
5	0,07	13,2	3,3	4,6	0,8	7,2	4,9	5,1	0,01	0,03	0,01	Ост

NaCl) и в синтетической золе, имитирующей продукты сгорания жидкого газотурбинного топлива при температуре 850 °С в течение 500 часов в печи марки СНОЛ. Синтетическую золу в количестве 15 мг/см² предварительно наносили на поверхность образцов. Состав синтетической золы: 66,2 % Na₂SO₄, 20,4% Fe₂O₃, 8,3 %NiO, 3,3 %CoC, 1,8 %V₂O₅. После проведения экспериментов продукты коррозии удаляли по методике водородного восстановления окалины, разработанной ЦКТИ им. Ползунова. Затем образцы исследовали методами весового, металлографического, рентгеноспектрального и рентгеноструктурного фазового анализов. Стойкость сплавов к ВТК оценивали по средней скорости коррозии V_q , г/м·с.

Исследование фазового состава и характера распределения элементов в продуктах ВТК опытных сплавов выполнили методами микрорентгеноспектрального анализа (МРСА) на растровом электронном микроскопе JSM-6360 LA с системой энергодисперсионного рентгеноспектрального микроанализа JED 2300, а также методом рентгеноструктурного анализа (РСА) на установке ДРОН-1.

Анализ результатов

На столбчатых диаграммах (рис. 1 а, б) представлены сравнительные результаты зависимости скорости ВТК опытных сплавов от концентрации тантала. Анализ данных показал, что наилучшей ВТК-стойкостью обладает сплав "3" (3% тантала). Сплав "3" в сравнении со сплавом "0" имеет лучшие параметры ВТК: в расплаве солей в 2,3 раза, в синтетической золе – в 2,1 раза. Необходимо также отметить, что все сплавы, содержащие тантал в исследованной области концентрации, показали более высокую ВТК-стойкость в сравнении со сплавом "0" (без тантала).

Исследование показало, что продукты ВТК имеют сложное строение и состоят из нескольких структурных слоев, которые содержат достаточно большое количество разных оксидных и сульфидных фаз, так как сплавы легированы большим количеством элементов. При увеличении концентрации тантала наблюдали образование более плотной окисной пленки. Сульфиды становятся более дисперсными и расположены менее глубоко в поверхностном слое, при этом содержат меньше хрома и больше титана и тантала. Данные МРСА и РСА подтвердили, что особенностью строения пленки продуктов ВТК всех опытных сплавов является отсутствие слоя эвтектики Ni₃S₂-Ni. В связи с образованием сложных окси-сульфидов, при наличии в сплавах титана и тантала, уменьшается обеднение поверхностной зоны сплавов хромом, что делает невозможным взаимодействие никеля с серой и образование в этой зоне сульфида никеля Ni₃S₂. Повышение ВТК-стойкости сплавов, легированных танталом, вызвано образованием Ta₂O₅, TaS₂, являющихся стойкими химическими соединениями. Было установлено, что концентрация хрома в окалине сплавов возрастает с увеличением концентрации тантала. При исследовании продуктов ВТК было отмечено, что с увеличением концентрации тантала в опытных сплавах происходило повышение концентрации Cr₂O₃ и снижение шпинели хрома NiO±Cr₂O₃, что говорит о замедлении процессов коррозии. Положительное влияние тантала вызвано образованием оксида Ta₂O₅, который связывает Na₂O и предотвращает образование соединений типа Na₂MoO₄ и Na₂WO₄. На рис. 2, 3 представлено достаточно сложное распределение серы и кислорода, а также основных легирующих элементов в слое продуктов коррозии опытных сплавов. Характерное распределение

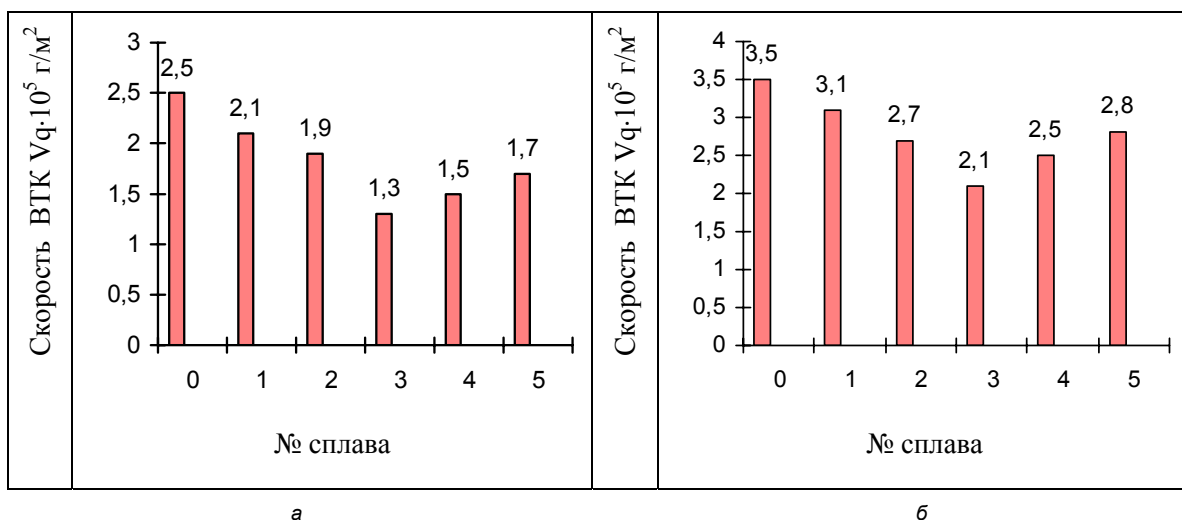


Рис. 1. Сравнительная ВТК-стойкость монокристаллов опытных сплавов на основе ЗМИ-3У с переменной концентрацией тантала, испытанных при $T = 850$ °С в течение 500 часов:

а – расплав солей; б – синтетическая зола

элементов соответствует "низкотемпературному" механизму протекания процессов ВТК, наблюдаемых при относительно малых скоростях. Данные МРСА показали, что в процессе испытаний поверхностные слои сплавов обедняются хромом и титаном в разной степени при насыщении серой. Снижение концентрации этих элементов на поверхности в сплаве "0" составляет: по хрому – (4,8-5,0) %, по титану – (1,1-1,3) %; в сплаве "5": по хрому – (2,5-2,8) %, по титану – (1,5-1,8) %. В процессе исследований было установлено, что хром способствует образованию Ta_2O_5 на поверхности раздела "оксид-металл" и предшествует образованию $NiCr_2O_4$ и Cr_2O_3 . Анализ результатов исследований позволил сделать вывод, что повышение концентрации тантала в опытных сплавах способствует образованию оксида хрома Cr_2O_3 , не меняя существенно его скорости роста, что хорошо согласуется с данными работы [6]. Данные МРСА показали, что в сплаве "0" в подокидной зоне отмечено наличие массивных хромо-титановых сульфидов, на образование которых расходуется много хрома, что вызывает обеднение последних зон, прилежащих к сульфидам. Содержание хрома в сульфидах в (2,5-3,0) раза, а титана – в (1,5-2,0) раза превышает их содержание в сплаве. Алюминий не входит в состав сульфидов и концентрируется в окисной пленке. Состав сульфидных включений соответствует типу Me_2S_3 и может быть представлен структурными формулами: для сплава "0" – $(Cr_{0,750}Ti_{0,110}Ni_{0,095}Co_{0,040}Mo_{0,005})_2S_3$, для сплава "5" – $(Cr_{0,250}Ti_{0,310}Ta_{0,440})_2S_3$. Данные хорошо согласуются с результатами работы [3].

В процессе испытаний, как в расплаве солей, так и в синтетической золе на образцах сплавов "3", "4" и "5" образовывался более плотный слой окислы, состоящий из большого количества оксидов Cr_2O_3 и Ta_2O_5 при уменьшении шпинели хрома $NiO \cdot Cr_2O_3$. Среди сульфидов в продуктах ВТК испытанных сплавов были идентифицированы: $(Cr, Ti)_3S_4$ – в сплавах "0", "1", "2"; $(Cr, Ti, Ta)_3S_4$, TaS_2 – в сплавах "3", "4", "5". В продуктах ВТК опытных сплавов были также идентифицированы разнообразные оксидные фазы: Cr_2O_3 , и шпинель $NiO \cdot Cr_2O_3$ – в сплавах "0", "1", "2"; Cr_2O_3 , Ta_2O_5 и шпинели, $NiCr_2O_4$, $CrTaO_4$ – в сплавах "3", "4", "5", последние в небольшой концентрации. Исследование продуктов ВТК опытных сплавов позволило выяснить механизм и оценить влияние тантала при формировании поверхностной пленки продуктов ВТК.

Участие тантала в этом процессе приводит к подавлению образования оксида NiO , не обладающему защитными свойствами, что происходит благодаря стабилизации оксида хрома Cr_2O_3 и шпинели $NiCr_2O_4$, защищающей никелевые сплавы от сульфидно-оксидной коррозии. Стабилизация этих оксидов происходит в результате внедрения в них тантала или растворения оксида Ta_2O_5 , вслед-

ствие чего их структурные формулы приобретают вид: $(Cr, Ta)_2O_3$ и $Ni(Cr, Ti, Ta)_2O_4$. Указанные смешанные стабильные оксиды образуются вследствие способности их создавать твердые растворы с оксидом хрома Cr_2O_3 .

Защитная способность таких оксидов обусловлена меньшим числом дефектов в их кристаллической решетке и большей силой связи ионов в ней, что отражается в меньших коэффициентах самодиффузии катионов и в образовании поверхностной пленки с более плотной структурой. Например, в наружном слое продуктов ВТК сплава "0" в основном содержатся оксиды хрома Cr_2O_3 и шпинель $NiO \cdot Cr_2O_3$. Промежуточный слой образуют, в основном, шпинели $NiO \cdot Cr_2O_3$, $NiCr_2O_4$ и сульфиды хрома Cr_2S_3 , а также хромо-титановые сульфиды $(Cr, Ti)_3S_4$. В нижнем слое содержатся сульфиды хрома Cr_2S_3 . В сплаве "4" сульфиды более сложного состава $(Cr, Ti, Ta)_3S_4$.

Данные МРСА показали, что с увеличением концентрации тантала в сплавах при испытании, как в расплаве солей, так и в синтетической золе, повышается его концентрация на границе слоя продуктов коррозии и сплава. Соединения тантала, являющиеся термодинамически высоко стабильными и создают барьерный слой, который ослабляет диффузионный поток катионов наружу, а ионов серы и кислорода – к сплаву.

Повышение концентрации тантала приводит к значительному уменьшению микропористости и дефектности оксидной пленки Cr_2O_3 из-за внедрения в нее. Этот эффект, в свою очередь, вызывает уменьшение диффузионного потока ионов через пленку. Вследствие большого атомного радиуса тантал обладает большим сродством к вакансиям не только в оксидной пленке, но и в сплаве. Поэтому тантал выделяется преимущественно на вакансиях, дислокациях, субграницах, затормаживая диффузионные процессы в сплаве и, соответственно, повышая его ВТК-стойкость. При этом, большее количество хрома освобождается для формирования защитной пленки. В результате большего сродства тантала к кислороду в опытных сплавах, легированных танталом, обнаружена зона, содержащая мелкодисперсные выделения оксида Ta_2O_5 .

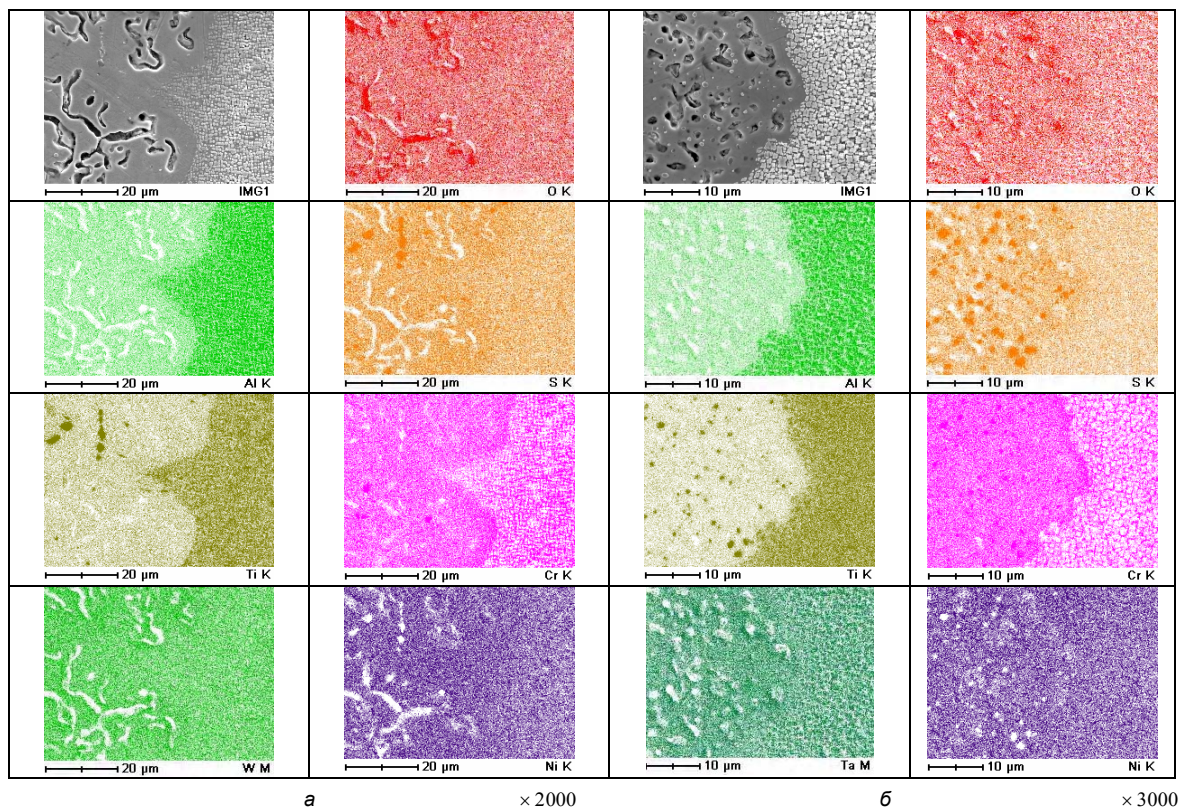


Рис. 2. Распределение элементов в поверхностном слое продуктов коррозии образцов после испытания в расплаве солей (75 %Na₂SO₄ + 25 %NaCl) при 850 °С в течение 500 часов: а – сплав "0"; б – сплав "4"

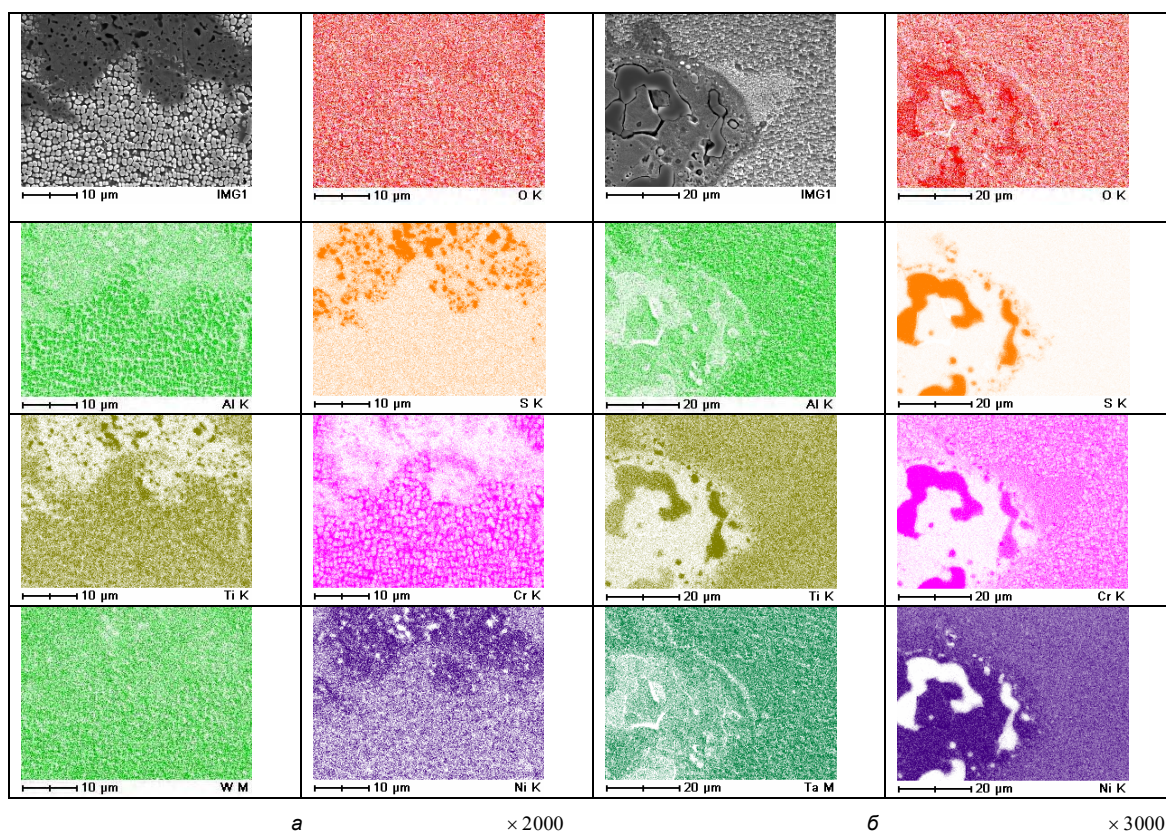


Рис. 3. Распределение элементов в поверхностном слое продуктов коррозии образцов после испытания в синтетической золе при 850 °С в течение 500 часов: а – сплав "0"; б – сплав "4"

Выводы

1. Оптимальная концентрация тантала в монокристаллах сплава ЗМИ-3У составляет – 3 %. При этом достигаются лучшие параметры ВТК, как в расплаве солей, так и в синтетической золе.

2. Дальнейшее увеличение концентрации тантала до 5 % приводит к некоторому снижению ВТК-стойкости, что вероятно, связано с увеличением объема эвтектических выделений γ - γ' в микроструктуре поверхностного слоя, а следовательно, к более глубокому проникновению продуктов коррозии по границам этих выделений.

Перечень ссылок

1. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / Р.Е. Шалин, И.Л. Светлов, Е.Б. Качанов и др. – М.: Машиностроение, 1997. – 336 с.
2. Суперсплавы II: Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоу-

становок / Под ред. Симса Ч.Т., Столоффа Н.С., Хагеля У.К.: Пер. с англ. в 2-х книгах. Кн.2./ Под ред. Шалина Р.Е. – М.: Металлургия, 1995. – 384 с.

3. Коваль А.Д., Беликов С.Б. и др. Научные основы легирования жаропрочных никелевых сплавов, стойких против высокотемпературной коррозии. – Препринт. – Киев: УМК ВО, 1990. – 56 с.
4. Fryburd G.G., Stearns C.A., Kohl F.J. Mechanism of beneficial effect of tantalum in hot corrosion of nickel-base superalloys // J. Electrochem. Soc. 1977. № 7. P. 1147-1148.
5. Беликов С.Б., Гайдук С.В., Кононов В.В. О влиянии тантала на характеристические точки жаропрочных никелевых сплавов // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 3. – С. 99.
6. Davis H.J., Kinnibrugh D.R.J. Electrochem. Soc., 1970, p. 117, 392.

Поступила в редакцию 06.02.2007

Розглянуто головні питання стосовно дослідження високотемпературної стійкості монокристалів нікелевих сплавів типу ЗМИ-3У, що містять змінну концентрацію танталу від 0 до 5%. Подано порівняльні результати корозійної стійкості сплавів у розплаві солей та в синтетичній золі, а також був досліджений фазовий склад та характер розподілення елементів в продуктах корозії рентгеноспектральним та рентгеноструктурним методами.

Considered are the main problems concerning high-temperature corrosion resistance of ЗМИ-3У type nickel-base superalloys monocrystals containing variable tantalum content from 0 to 5%. Presented are comparative results of the superalloys corrosion resistance in smelt salts and in synthetic ash as well as phase composition and elements distribution in corrosion products investigated by means of X-rays spectral and X-rays structural analyses.

УДК 669:539:376

В. Е. Ольшанецкий, Д. В. Ткач

МЕТОДЫ ПОСТРОЕНИЯ КРИВЫХ УСТАЛОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ И НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Предложен упрощенный способ построения полных кривых усталости материалов, не противоречащий общим физическим подходам к рассмотрению явлений релаксационного толка.

Теория усталостной прочности обладает характерными особенностями, отличающими ее от других разделов механики металлических материалов. В качестве главного момента, касающихся этих отличий, следует отметить то, что полная кривая усталости стали и сплавов (предел усталости (σ_d) – логарифм числа циклов (N)) отвечает двум областям испытаний, в которых процессы разрушения материала во времени существенно разнятся между собой. При этом часто область малоциклового усталости отделена от многоциклового некоторой переходной зоной, где можно наблюдать ряд специфических особенностей разрушения, присущих в отдельности каждой из этих областей [1, 2].

Нечто подобное можно наблюдать и при движении жидкости в трубах, когда чисто ламинарное перемещение подслоя жидкости, контактирующего с поверхностью трубопровода, имеющей некоторую шероховатость, сменяется турбулентным движением, если эта шероховатость становится очень значительной (появление на поверхности отдельных хорошо заметных выступов). В таких случаях сопротивление движению жидкости, оцениваемое коэффициентом Дарси, является функцией числа Рейнольдса (Re), которое выступает в качестве характеристики шероховатости и при этом является своего рода аналогом количества циклов (N) испытаний, вызывающего усталостное разрушение металлического материала [3, 4].

Такая гидродинамическая аналогия не является случайной и имеет четкое физическое обоснование, что подтверждается как сходством уравнений процессов релаксации (включающих и полное разрушение материала), так и особенности преодоления сопротивления среды при перемещении ее возбужденных зон (дислокаций, испытывающих при своем движении трение со стороны кристаллической решетки материала или объемов жидкости ламинарного подслоя, движущихся в условиях постоянного механического контакта с шероховатой поверхностью трубопровода).

С увеличением чисел N и Re постепенно происходят качественные изменения состояния материалов, что и определяет собой характерные особенности релаксационных процессов, ведущих к из-

менению состояния вещества. При этом можно обнаружить определенное сходство и в форме кривых соответствующих зависимостей.

Важно отметить и тот факт, что физические явления, которые наблюдают при преодолении дислокациями препятствий или жидкостью отдельных выступов шероховатой поверхности контакта являются структурно идентичными (области концентраций дислокаций при обходе последними отдельных препятствий и участки турбулентности потока жидкости при обтекании выступов шероховатой поверхности выглядят на микрофотографиях весьма похожими (рис. 1)). Это подтверждает вышеприведенную мысль о единых физических законах, которым подчиняются релаксационные процессы в конденсированных системах (твердых и жидких материалах).

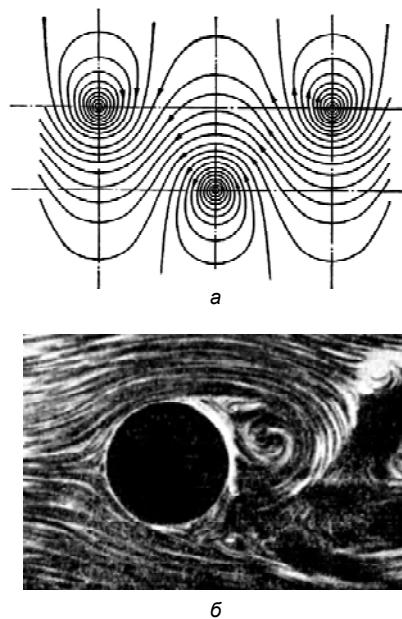


Рис. 1. Завихрения течения жидкости (подобные искривлению дислокационных линий) у препятствий:
а – схема; б – фото [4]

Указанное обстоятельство было нами использовано при создании обобщенной физической модели релаксационных изменений в системах, подвергнутых знакопеременным или другого типа периодическим воздействиям [4].

В работе [5] путем анализа большого количества экспериментальных кривых усталости, приведенных в зарубежных источниках (см. хотя бы те же [1, 2]), а также русскоязычных изданиях, стало очевидным, что в интервале частот колебаний (10^1 – 10^9) (для различных сталей и сплавов с надрезом и без) соответствующие кривые усталости образцов имеют вид сигмоидальных графиков, т.е. кривых с точкой перегиба, которая четко указывает на существование упомянутых выше двух областей с явно отличительными признаками разупрочнения материалов во времени.

Если усталостную прочность выразить в виде относительной характеристики $\vartheta = \frac{\sigma_a}{\sigma_b}$, то соответствующая кривая должна удовлетворять крайевым условиям в виде следующего неравенства: $0 \leq \vartheta \leq 1$. Таким условиям всегда отвечают кривые "сигмоидального типа", описываемые уравнением

$$\vartheta = \exp(-Ax^n), \quad (1)$$

где $x = \lg N$.

Наличие необходимых для смены механизма разрушения материала во времени точек перегиба задаются значением параметра n , который в этом случае должен быть больше единицы.

Значения коэффициента A и фактического значения n можно приближенно установить, если выбрать два экспериментальных значения $\lg N$ (желательно по обе стороны той же экспериментальной или условной точки перегиба). Тогда на основании (1) можно составить два уравнения, в которых указанные коэффициенты будут являться определяемыми неизвестными:

$$n = \frac{\ln\left(\frac{\ln \vartheta_1}{\ln \vartheta_2}\right)}{\ln\left(\frac{x_1}{x_2}\right)}; \quad A = -\frac{1}{2} \left(\frac{\ln \vartheta_1}{x_1^n} + \frac{\ln \vartheta_2}{x_2^n} \right). \quad (2)$$

Расчетное значение экстремальной точки перегиба $b = (\lg N)_{nep}$ в соответствии с выражением

$$(1) \text{ определится из условия } \frac{d^2 \vartheta}{dx^2} = 0.$$

и составит

$$b = \sqrt[n]{\frac{n-1}{nA}}. \quad (3)$$

Выбор значений предела усталости из экспериментальных кривых в окрестности условной точки

перегиба (обычно целесообразно выбирать экспериментальные пределы для $x = 3$ и $x = 5$) позволил в ряде случаев получить расчетные кривые, которые в области малоциклового усталости давали хорошее соответствие с экспериментальными значениями [5]. Значительное расхождение расчетных значений усталости в диапазоне больших величин N потребовало разработки специального энергетического подхода оценки усталостного разрушения как релаксационного процесса.

В работе [5] на основании использования законов сохранения была получена результирующая зависимость вида

$$\vartheta(x) = 2\vartheta_* \{0,5 - \phi[(x-b)/S(x)]\}, \quad (4)$$

в которой выражение в квадратных скобках является сложной функцией распределения Лапласа (для $x > 0$); в нем b – упомянутая раньше точка перегиба, а $S(x)$ – некоторая функция, отображающая собой все особенности поведения испытываемых на усталость металлических материалов; множитель ϑ_* является средним значением двух экспериментальных результатов, выбранных в качестве базовых.

Далее в этой же работе были получены расчетные формулы для оценки функции $S = S(x)$ в виде:

$$\left. \begin{aligned} S(x) &\cong \beta S_0 \left(\frac{x}{b} - 1 \right)^{2/3}; \\ S_0(\vartheta_*) &\cong 117 [0,27 - \vartheta_* + \vartheta_*^2]; \\ \beta &= -1 \text{ при } x/b \leq 1; \beta \cong 1,163 - 0,043 S_0 \text{ и } x/b \geq -1. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Сразу отметим, что все вышеприведенные выражения для оценки усталости сталей и сплавов оказались достаточно надежными только для образцов без надреза. Кроме того, получение формул группы (5) требовало дополнительных значительных усилий по предварительной обработке серии экспериментальных кривых усталости практически для всех классов металлических материалов, что сильно усложняло проведение расчетных оценок.

Таким образом, основанные на законах сохранения подходы, хотя и решали частично поставленную задачу, однако, исходя из вышесказанного, потребовали внесения определенных коррекций в саму методику проведения расчетов. Стало очевидным, что подобного рода действия легче всего осуществить на основании использования формального соотношения (1). Поскольку с физической точки зрения энергетический подход к объяснению процессов усталости может рассматриваться как научно обоснованный, покажем, что выражение (1) является вполне законным, т.к. оно также удовлетворяет та-

кого рода подходу, т.е. может быть получено из релаксационного выражения для оценки усталости (4).

Сначала приведем уравнение (4) к виду

$$\vartheta(x) = \vartheta_* \left\{ 1 - 2\phi \left[\frac{x-b}{S(x)} \right] \right\}, \quad (6)$$

в котором выражение в фигурных скобках можно рассматривать, как два первых члена разложения экспоненты с показателем меньше единицы, поскольку, как показывает опыт, значение аргумента функции Лапласа всегда является малой дробной величиной. Таким образом, уравнение (4) можно представить в виде следующего экспоненциального выражения

$$\vartheta(x) = \vartheta_* \exp \left(-2 \left| \phi(x^*) \right| \right), \quad (7)$$

где модуль $\phi(x^*)$, по сути, отражает изменение масштабного фактора в выбранной системе координат. При этом $x^* = \frac{x-b}{S(x)}$.

Далее введем множитель ϑ_* под знак экспоненты и, поскольку, $1 > \vartheta^* > 0$ придадим выражению (7) следующий вид:

$$\vartheta(x) = \exp \left[- \left(\left| \ln \vartheta_* \right| + 2 \left| \phi(x^*) \right| \right) \right]. \quad (8)$$

Теперь выражение (8) можно просто заменить формулой (1), если параметры A и n в показателе экспоненты последней определять надлежащим образом. Кроме того, напомним, что такого вида показатель экспоненты в формуле (1) позволяет этой функции удовлетворять краевым условиям для всех рассматриваемых ситуаций, т.е. $0 \leq \vartheta \leq 1$.

Форма же самой кривой усталости в данной функциональной интерпретации будет зависеть от значений коэффициентов A и n , которые должны устанавливаться из условий эксперимента. При этом значение логарифма числа циклов N (в нашем случае x) для металлов и сплавов должно быть больше единицы, а для композитов с полиэфирной матрицей – порядка единицы, что дает для последнего случая линейное приближение функции (1) в виде

$$\vartheta(x) = 1 - Ax, \quad (9)$$

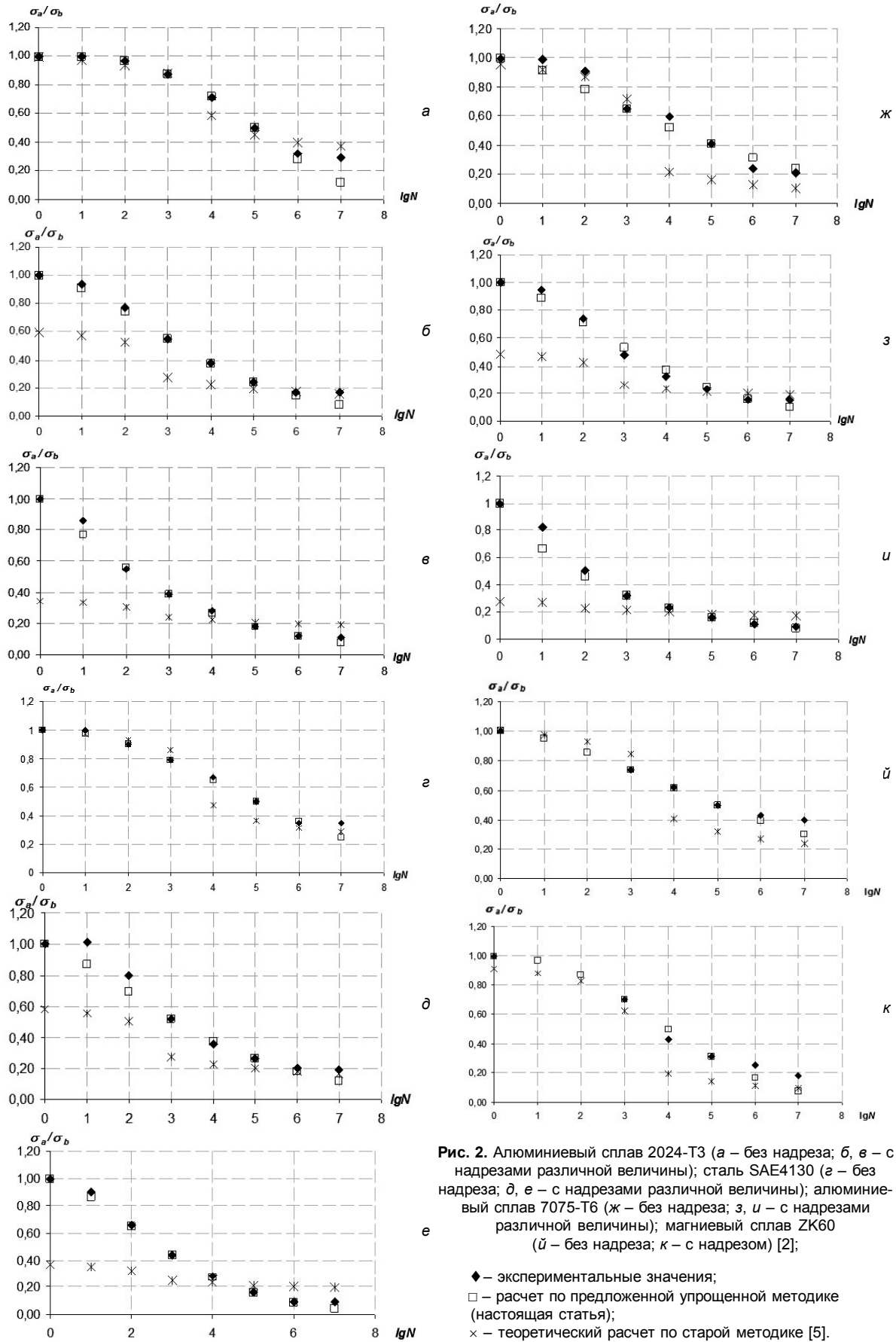
поскольку произведение Ax , если исходить из результатов экспериментов, практически никогда не превосходит единицу.

Теперь, на основании вышесказанного, необходимо сначала определиться с какой из вышеприведенных формул ((1) или (9)) следует иметь дело при проведении расчетов на базе двух экспериментальных определений предела усталости ма-

териала определенного типа (сталь, сплав, композит). Для этого на основе уже известной экспериментальной кривой усталости какого-либо контрольного материала необходимо вначале установить коэффициент линейной корреляции между имеющимися парами значений относительная величина усталости (ϑ) – логарифм числа циклов (x). Если величина этого коэффициента будет существенно меняться в зависимости от выбора серии точек, приближенной или наоборот удаленной относительно начала координат, то с высокой вероятностью для всей такой группы материалов является характерным наличие двух областей усталостного разрушения, а также переходной области, в которой сохраняются в сочетании некоторые общие признаки и особенности процессов разрушения. В этом случае числа A и n определяются дважды: при использовании первой экспериментальной точки (на базе 10^3 циклов) и некоторой расчетной промежуточной точки, а также этой промежуточной точки и второй экспериментальной точки на базе 10^5 циклов. В качестве промежуточной точки выбирается среднее значение этих двух экспериментальных определений. Подтверждением корректности такой методической процедуры служит определение проекции точки перегиба кривой на ось абсцисс (x) по формуле (3) (при этом из общих соображений базовые точки в самом общем случае должны выбираться таким образом, чтобы их среднее значение незначительно отличалось от экстремального).

Если окажется, что b больше 10^3 и меньше 10^5 , то полученные расчетные значения будут хорошо коррелировать с контрольными экспериментальными определениями усталости. В других случаях при расположении экстремальной точки вне указанного интервала она используется как крайняя (обычно это левая точка) вместе с другой базовой точкой, которая по отношению к проекции точки перегиба является смежной. В этом случае другую пару значений ϑ составят ϑ_* и $\vartheta(x_5)$. Далее, с использованием такой упрощенной методики оценки усталостных характеристик можно получить сравнительные (расчетные) зависимости пределов усталости от логарифма числа циклов для целого ряда различных по своей природе материалов (на базе уже существующих для этого класса экспериментальных кривых, рассматриваемых в качестве контрольных).

Если же упомянутый выше коэффициент корреляции для рассматриваемого материала приближается к единице, то налицо проявление явно линейной тенденции уменьшения усталостной прочности с увеличением числа циклов. Для этого случая n принимается равным 1, а A определяется по тем же двум базовым значениям ϑ_3 и ϑ_5 (соответственно, $x = 3$ и $x = 5$). Надежность полученных сравнительных результатов устанавливается с помощью оценок коэффициентов линейной корреля-



ции между экспериментальными и расчетными значениями пределов усталости по всей базе частот испытаний.

Ниже приведена серия экспериментальных кривых различных материалов (металлов и композитов), которые иллюстрируют правомерность рассмотренных методических подходов к оценке показателей усталостной прочности.

На основании предложенных зависимостей и методических приемов нетрудно убедиться, что упрощенный метод расчетной оценки усталостной прочности менее трудоёмок. Кроме того он дает более точные результаты, если сравнивать последние с результатами, полученными ранее расчетным путем (вместе с экспериментальными значениями пределов усталости), в пределах широкого класса рассматриваемых материалов (включая и варианты образцов с надрезом).

Перечень ссылок

1. Вейбулл В. Усталостные испытания и анализ результатов. М.: Машиностроение, 1964. – С. 275.
2. Форрест П. Усталость металлов. М.: Машиностроение, 1988. – С. 350.
3. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа М.: Наука, 1970. – С. 40.
4. Асатурян А.Ш., Ольшанецкий В.Е., Ткач Д.В. Математическое моделирование усталостного разрушения // Сб. статей по мат. I-й междуна-

родной конференции "Деформация и разрушение материалов". – М.: ИМЕТ, 2006. – Т. 2. – С. 740-742.

5. Асатурян А.Ш., Ольшанецкий В.Е., Ткач Д.В. О физических подходах к моделированию усталостного разрушения металлов // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні – 2005. – №1. – С. 23-30.
6. Браутман Л. Разрушение и усталость. – М.: Мир, 1978. – Т. 5. – С. 343-350.

Поступила в редакцию 27.03.2007

Запропоновано спрощений спосіб побудови повних кривих втоми матеріалів, узгоджений із загальними фізичними підходами до розгляду релаксаційних явищ.

Offered is simplified method of building-up complete curves for fatigue materials which do not conflict with general physical approaches to consideration of relaxation phenomena.

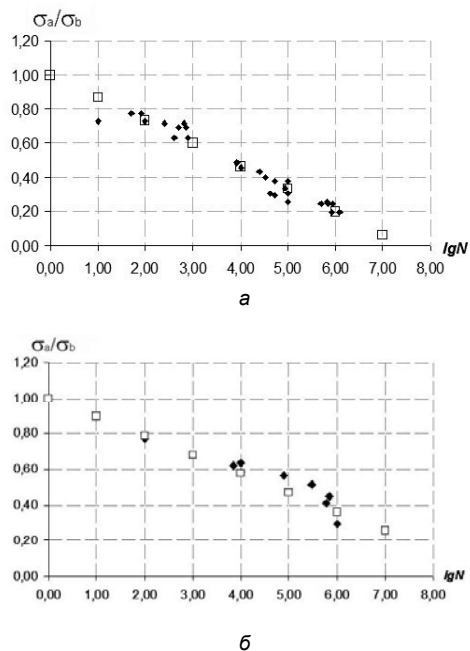


Рис. 3. Расчетные зависимости усталости композитов (матрица – полиэфирная смола, наполнитель – волокнистый стеклопластик) с точками экспериментальных значений взятых из работы [6]: а) и б) различное содержание наполнителя

◆ – экспериментальные значения;
□ – расчет по предложенной упрощенной методике (настоящая статья);

УДК 669.295: 621.762

О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ В ИЗГОТОВЛЕНИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СПЕЧЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ ПОРОШКОВ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО СПОСОБА ПРОИЗВОДСТВА

В работе представлены данные изучения технологических свойств, микроструктуры прессованных и спеченных конструкционных изделий из титановых порошков электролитического способа производства, предложены рекомендации по их использованию.

Современное машиностроение предусматривает развитие ресурсосберегающих технологий в получении конструкционных изделий из порошков. Порошковая металлургия дает возможность экономить металлы и существенно уменьшать себестоимость продукции [1], благодаря исключению такой операции, как плавка. Изделия из порошков, по сравнению с компактными литыми изделиями, имеют пористость. В отдельных случаях в спеченных деталях необходимо сохранение пористости и неполного контакта между частицами. Из этих же порошков возможно изготовление беспористых спеченных материалов с высокой плотностью и полнотой контакта, не уступающих литым, например, для титановых корпусов подшипников реактивных двигателей, втулок, фланцев и др.

В литературе [1-3] отсутствуют данные по влиянию способа производства порошка, содержанию примесей в них, структуры на свойства конструкционных спеченных изделий из титановых порошков. Вместе с тем, эти данные представляют как научный, так и практический интерес [4-5].

Выбор титанового порошка, пригодного для изготовления деталей специального назначения, является весьма ответственной и актуальной задачей. Ее решение требует систематических сравнительных исследований материалов и продукции по всей технологической цепочке производства: от исходного сырья до готового изделия, где каждая промежуточная операция (способ изготовления порошка, прессование, спекание) оказывает существенное влияние на структуру и свойства готового изделия.

Целью настоящей работы является установление зависимости свойств и структуры готовых конструкционных изделий от состава и структуры порошков электролитического способа производства как способа, получившего промышленное применение.

Нашими исследованиями [6-7] показано, что титановые порошки, полученные разными методами, неоднородны по химическому, гранулометрическому, фазовому составу. Из анализа приведен-

ных на рис. 1 гистограмм следует, что рафинированные порошки электролитического способа производства наиболее чистые по примесям, в них в 7 раз меньше газовых примесей по сравнению с порошками магнитермического способа производства (рис. 1, а), но размер их частиц соответственно в 11 раз больше (рис. 1, б). Такое различие по содержанию примесей и фракционному составу в дальнейшем будет оказывать влияние на структуру, фазовый состав порошков, а в последствии, и на свойства спеченных изделий из них.

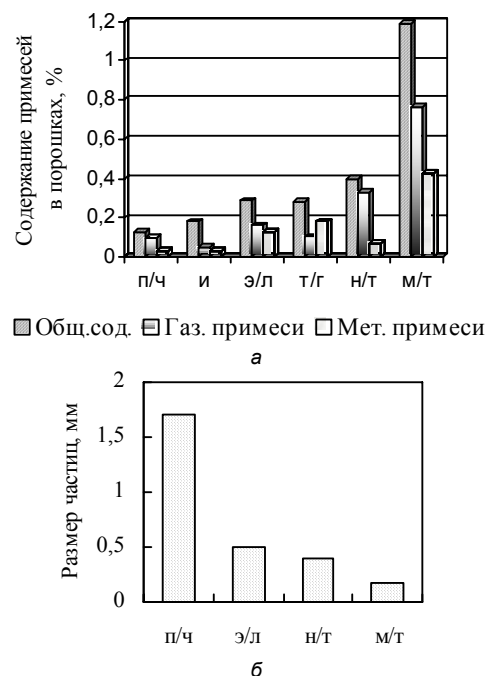


Рис. 1. Изменение содержания примесей (а) и гранулометрического состава (б) титановых порошков в зависимости от способа производства:

и – иодидный, п/ч – электролитическое рафинирование порошков повышенной чистоты, э/л – электролитический, т/г – отсеvy титановой губки, н/т – натриетермический, м/т – магнитермический

Эти характеристики порошков влияют на основной показатель качества титановых порошков – твердость или микротвердость.

Для исследования взяты порошки электролитического способа производства, имеющие среднее содержание примесей (рис. 1, а) и среднюю твердость (рис. 2), а также получившие промышленное применение.



Рис. 2. Влияние способа производства на твердость титанового порошка

Установлено, что и внутри способа производства твердость и микротвердость порошков зависят от химического состава и, особенно, от содержания газовых примесей. С ростом содержания примесей в порошках растет его твердость, изменяется плотность, пористость, структура и фазовый состав их. Доказано, что во всех электролитических титановых порошках промышленного производства 0,01 % кислорода повышает твердость на 5-25 МПа.

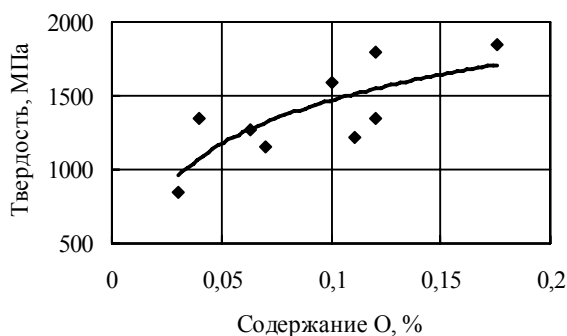


Рис. 3. Изменение твердости электролитических титановых порошков от содержания кислорода

В процессе исследований установлено, что увеличение содержания одних примесей – азота, кислорода обуславливало понижение других – водорода и хлора, и наоборот. Это связано с тем, что и азот, и кислород размещаются в одних и тех же октаэдрических порах кристаллической решетки

титана. Степень их воздействия на кристаллическую решетку зависит от разницы размеров атомов внедрения и поры. Однако величина искажения кристаллической решетки титана в дальнейшем по-разному влияет на технологические и механические свойства готовых изделий.

Увеличение количества примесей изменяло структуру частиц в пределах одного способа производства (рис. 4). Причем, частицы порошков с низкой твердостью (рис. 4, а) и малым количеством примесей имели структуру, близкую к компактно-титану, и состояла она из крупных полиэдров с двойниками, растущими через все зерно. Частицы с высокой твердостью (рис. 4, б) были менее компактны, разветвлены, имели открытые и закрытые поры.

Как видно, основные технологические параметры при изготовлении компактных изделий из титановых порошков зависели от структуры частиц, способа производства и степени загрязненности. Поэтому, в зависимости от назначений и предъявляемых требований к готовым изделиям, полученным методом прессования, выбор вида порошка по способу производства и степени загрязненности, его структура, форма, гранулометрический и фазовый составы должны программироваться.

По результатам проведенных исследований химического, гранулометрического и фазового составов, а также микроструктуры частиц титановых порошков и для изготовления конструктивных деталей был использован метод прессования и спекания.

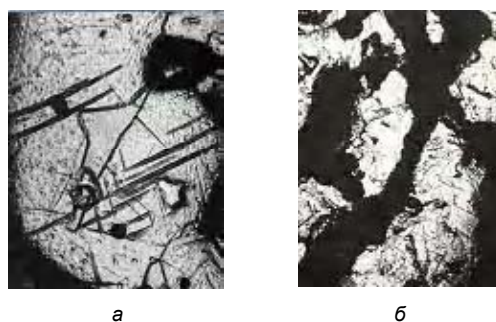


Рис. 4. Микроструктура частиц электролитического титанового порошка разной твердости:

а – НВ – 1000 МПа; б – НВ – 2390 МПа

Прессование титановых порошков проводили на прессе ПГ-250 при постоянном давлении 8 МПа без дополнительного применения смазки. При этом установлено:

- насыпная плотность титановых порошков зависела от степени загрязнения порошка примесями. Она увеличивалась с понижением степени загрязненности;

- плотность прессованных заготовок зависела от формы, разветвленности и размеров частиц порошка (рис. 5).



Рис. 5. Микроструктура прессованного образца из электролитического титанового порошка промышленного производства, $\times 300$

Поскольку прессуемость обусловлена несколькими факторами: гранулометрическим составом, формой и степенью разветвленности частиц, их прочностью и пластичностью, — то связь между свойствами и прессуемостью была неоднозначной.

В микроструктуре прессованных заготовок из электролитических промышленных титановых порошков определены средние размеры зерен $r = 0,2-0,4$ мм. Поскольку порошки имели разную твердость и количество примесей, то при холодной деформации припасовка кристаллов происходила неодинаково. Там, где больше примесей — труднее, образовывались крупные поры по границам зерен. Кроме того, внутри зерен оставались мелкие округлые поры. С увеличением твердости порошка двойники, линии скольжения приобретали разную кристаллографическую ориентировку.

Образцы спекали в условиях вакуума с $P_{ост} = 136$ Па по режиму: начало спекания — 890°C , нагрев до 1250°C с равномерной скоростью $0,025$ град/с. Время полного цикла — 4 ч. В интервале температур $920\dots 1250^\circ\text{C}$ выявлена наибольшая усадка образцов. При 1250°C начинали активно развиваться процессы рекристаллизации.

Результаты механических испытаний образцов, спеченных из титановых порошков по указанным режимам, представлены в табл. 1.

Как видно, с ростом твердости исходного порошка прочностные характеристики готовых изделий повышались, а пластические характеристики, наоборот, понижались.

Спеченные образцы из электролитических промышленных порошков имели полиэдрическую структуру α -фазы с единичными выделениями гидридов γ -титана (рис. 6, а). Вдоль границ зерен возникало множество линий скольжения и двойникования, смешанных с гидридами титана. Поры располагались во всем объеме металла и имели округлую форму. На поверхности образцов можно обнаружить винтовые дислокации, миграцию границ зерен, что свидетельствовало о дислокацион-

Таблица 1 – Механические свойства деталей, спеченных из титановых порошков электролитического способа производства

Проба	Свойства порошков		Механические свойства деталей			
	НВ, МПа	ρ , кг/м ³	σ , МПа	НВ, МПа	δ , %	ψ , %
1	1000	4270	329	595	10,4	14,2
2	1080	4250	348	608	9,8	14,3
3	1230	4210	354	615	9,0	13,9
4	1350	4170	380	639	9,0	13,0
5	1540	4140	484	648	7,7	13,2
6	1700	4130	512	655	4,0	13,0

ном механизме процессов диффузии при спекании (рис. 6, б).



а



б

Рис. 6. Микроструктура спеченного изделия из титанового порошка электролитического способа производства:

а — в сечении; б — на поверхности

Структура деталей, спеченных из электролитических титановых порошков промышленного производства, была полиэдрической. Средний размер зерен составлял $0,07$ мм. Микропористость ниже, но более высокое содержание кислорода способствовало повышению микротвердости твердого раствора, торможению дислокаций на примесях, что видно из направленности в разные стороны групп следов скольжения и двойникования. Заметное увеличение пористости, размеров зерен и появление пластичности происходило при повышении степени загрязненности электролитических титановых порошков.

Таким образом, проведены последовательные, разносторонние исследования вдоль всей технологической цепочки (от способа производства до готового изделия). Изучены зависимости химического состава от способа производства и его влияние на пористость, плотность, микроструктуру порошков, прессуемость и спекаемость изделий. Доказано, что можно использовать электролитические титановые порошки для изготовления конструкционных изделий специального назначения. Для сочетания высокой прочности с пластичностью, необходимо учитывать содержание газовых примесей в порошке и фракционный состав его.

Перечень ссылок

1. Анциферов В.Н, Спеченные сплавы на основе титана / В.Н. Анциферов, В.С. Устинов, Ю.Г. Олесов. – М.: Металлургия, 1984. – 168 с.
2. Глазунов С.Г. Порошковая металлургия титановых сплавов / С.Г. Глазунов, К.М. Борзецовская. – М.: Металлургия, 1989. – 136 с.
3. Колачев Б.А. Механические свойства титана и его сплавов / Б.А. Колачев, В.А. Ливанов, А.А. Буханова. – М: Металлургиздат, 1974. – 543 с.
4. Бабенко О. Склад, структура і властивості титанових порошків різних способів виробництва / О. Бабенко, О. Шаповалов // Вісник Академії митної служби України. – Д., 2004. – № 4 (24). – С. 65-77.
5. Шаповалова О.М. Система исследования порошковых материалов / О.М. Шаповалова, Е.П. Бабенко // Проблемы современного материаловедения. – Д., 2001. – С. 33-34.
6. Шаповалова О.М. Поглощение газовых примесей при производстве титановых порошков / О.М. Шаповалова, Е.П. Бабенко // Вісник ДНУ. – Д., 2003. – С. 23-26.
7. Шаповалова О. Дослідження структурних особливостей композиційних виробів з титанових порошків / О. Шаповалова, О. Бабенко // Вісник Академії митної служби України. – Д., 2005. – № 1 (25). – С. 76-86.

Поступила в редакцию 12.03.2007

У роботі представлені дані вивчення технологічних властивостей, микроструктури пресованих та спечених конструкційних виробів з титанових порошків електролітичного засобу виробництва, запропоновані рекомендації з їх використанню.

Study of technological properties, microstructure of pressed and sintered structural products from titanium powders of electrolytic way of manufacture are submitted. Recommendations for their use are offered.

АВТОРЫ НОМЕРА

Ашихмина Е.А.

Аспирант кафедры технологии машиностроения, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

Бабенко Е.П.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, научно-исследовательская лаборатория материалов и новых технологий физико-технического института, Днепропетровский национальный университет

Бабенко О.Н.

Инженер-конструктор ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Балашов В.Н.

Инженер-конструктор, Государственное конструкторское бюро "Южное", г. Днепропетровск

Богуслаев А.В.

Кандидат технических наук, доцент, ведущий инженер ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Богуслаев В.А.

Доктор технических наук, профессор, председатель правления, президент ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Варинская Л.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры экономики и организации производства, Запорожский национальный технический университет

Внуков Ю.Н.

Доктор технических наук, профессор, проректор по науке, зав. кафедрой технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Войтенко А.А.

Инженер, Управление главного металлурга, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Гайдук С.В.

Старший научный сотрудник, кафедра физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Гайдук А.С.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Гончар Н.В.

Старший преподаватель, кафедра технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Дубовик Л.Г.

Старший научный сотрудник, Днепропетровский национальный университет

Ивченко Т.И.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых материалов и безотходных технологий, Днепропетровский национальный университет

Кабакова Л.Б.

Младший научный сотрудник кафедры двигателестроения, Днепропетровский национальный университет

Кавац О.А.

Инженер-технолог, ГП ПО "Южный машиностроительный завод", г. Днепропетровск

Калинин А.В.

Старший научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых методов и технологий физико-технического факультета, Днепропетровский национальный университет

Калинин В.Т.

Доктор технических наук, профессор кафедры литейного производства физико-технического факультета, Днепропетровский национальный университет

Калинина Н.Е.

Доктор технических наук, профессор, Днепропетровский национальный университет

Карась Г.В.

Инженер ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Карпович Е.В.

Старший преподаватель кафедры технологии производства физико-технического факультета, Днепропетровский национальный университет

Кассова Е.В.

Студент, Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск Донецкой обл.

Катренко М.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры двигателестроения, Днепропетровский национальный

строительное конструкторское бюро "Прогресс"
имени академика А.Г. Ивченко, г. Запорожье

Левочки К.В.

Аспирант кафедры технологии производства Днепрпетровский национальный университет

Леднянский А.Ф.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник кафедры технологии производства, Днепропетровский национальный университет

Маркова И.А.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых материалов и безотходных технологий, Днепрпетровский национальный университет

Мозговой С.В.

Инженер ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Налесный Н.Б.

Первый заместитель директора – главный инженер
УМГ "Черкасытрансгаз", г. Черкасы

Носова Т.В.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых методов и технологий физико-технического факультета, Днепропетровский национальный университет

Ольшанецкий В.Е.

Доктор технических наук, профессор кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Павленко Д.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

Панасенко В.А.

Ведущий инженер-технолог управления главного
технолога, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Русецкая Г.В.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Санин А.Ф.

Доктор технических наук, профессор кафедры технологии производства, Днепропетровский национальный университет

Семенов В.Г.

Кандидат технических наук, доцент кафедры двигателей внутреннего сгорания, Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", г. Харьков

Скородень Е.П.

Младший научный сотрудник кафедры технологии производства, Днепропетровский государственный университет

Субботин С.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Ткач Д.В.

Аспирант, кафедра физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Троценко В.И.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник, Днепропетровский государственный университет

Трубников М.А.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Федерякин И.А.

Доцент кафедры экономики и организации производства, Запорожский национальный технический университет

Федорченко Ю.М.

Кандидат химических наук, доцент кафедры химии и экологии, Запорожский национальный технический университет

Федорчук О.П.

Аспирант кафедры авиационных двигателей Аэрокосмического института Национального авиационного университета, г. Киев

Федючук А.К.

Ведущий специалист, ГП ПО "Южный машиностроительный завод", г. Днепропетровск

Цыпак В.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Чернецкий С.А.

Кандидат физико-математических наук, проректор, Днепропетровский национальный университет

Чернецов В.М.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Чигарев В.В.

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой металлургии и технологии сварочного производства, Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь

Чоха Ю.М.

Кандидат технических наук, доцент кафедры сохранения летной годности авиационной техники Аэрокосмического института Национального авиационного университета, г. Киев

Шаповалов А.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры товароведения и таможенной экспертизы, Академия таможенной службы Украины, г. Днепропетровск

Шаповалова О.М.

Доктор технических наук, профессор, зав. научно-исследовательской лабораторией материалов и технологий физико-технического института, Днепропетровский национальный университет

Шмырко В.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры охраны труда и окружающей среды, Запорожский национальный технический университет

Яценко О.Ю.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Вісник двигунобудування №1(15)/2007
науково-технічний журнал

Головний редактор
Заст. гол. редактора

д-р техн. наук Ф. М. Муравченко
д-р техн. наук О. Я. Качан
д-р техн. наук О. І. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і БАТ "Мотор Січ"
Комп'ютерна верстка **Н. О. Савчук**
Коректори **О. Г. Сахно**

Передрукування матеріалів тільки з дозволу редакції
При використанні матеріалів посилання на журнал є обов'язковим
Матеріали публікуються мовою оригіналу
Рукописи, фотокартки та носії інформації не повертаються

Здано до друку 2007 р. Папір Херох 80 г/м², видавнична система DocuTech-135, зам. накл.
Надруковано видавничим комплексом ВАТ "Мотор Січ"
Україна, 69068, Запоріжжя, вул. 8 Березня, 15, тел. (0612) 61-42-49, 61-49-55