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

# ВЕСТНИК №1 ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ 2017 издается

издается с 2002 г.

# НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

## Выходит два раза в год

Приказом Министерства образования и науки Украины № 1328 от 21.12.2015 г. «Об утверждении решений Аттестационной коллегии Министерства относительно деятельности специализированных ученых советов от 15 декабря 2015 года» журнал включен к перечень научных профессиональных изданий Украины, в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ на соискание ученых степеней доктора и кандидата технических наук

> Запорожье АО «Мотор Сич» 2017 г.

### **ISSN 1727-0219**

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

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

#### Уважаемые авторы публикаций!

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

#### Статьи и сообщения будут формироваться по следующим рубрикам:

- Общие вопросы двигателестроения
- Технология производства и ремонта
- Конструкция и прочность
- Сборка и испытания

- Стандартизация и метрология
- Эксплуатация, надежность, ресурс

Загальні питання двигунобудування

• 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 наукових ступенів і звань.

#### Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

Технологія виробництва і ремонту

Конструкционные материалы

- Конструкційні матеріали
- Стандартизація і метрологія
- Екологія

### To the attention of authors!

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

#### The journal covers the subjects of:

- Aircraft engineering
- Assembling and trials
- Operation, reliability, service life

- Technology of production and maintenance
- Structural materials
- Standartization and metrology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № 10 от 09 июня 2017 г.).

#### Главный редактор: Заместитель главного редактора: Члены редакционной коллегии:

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

д-р техн. наук, профессор А. Я. Качан д-р техн. наук, профессор А. И. Долматов

> 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 А. Р. Лепёшкин д-р техн. наук Ю. В. Петраков д-р техн.наук М. В. Киндрачук 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, Н. А. Савчук, А. А. Баранник

© 3HTY, 2017 © НАУ им. Жуковского «ХАИ», 2017 © АО «Мотор Сич», 2017

- - Ecology

- Structures and strength

Конструкція і міцність

Складання і випробування

• Експлуатація, надійність та ресурс

## Члены редакционной коллегии



Гл. редактор, д-р техн. наук



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



Богуслаев В.А. д-р техн. наук



Беликов С.Б. д-р техн. наук







Внуков Ю.Н. д-р техн. наук



Кривов Г.А. д-р техн. наук

д-р техн. наук

Петраков Ю.В.

д-р техн. наук

Лепёшкин А.Р.

д-р техн. наук



Цивирко Э.И. д-р техн. наук

д-р техн. наук



Ивщенко Л.И. д-р техн. наук



Епифанов С.В. д-р техн. наук



Богуслаев А.В. канд. техн. наук



Мозговой В.Ф. канд. техн. наук



Зиньковский А.П. д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е. д-р техн. наук



Кулик Н.С. д-р техн. наук



Шереметьев А.В. канд. техн. наук



Карпинос Б.С. д-р техн. наук



Титов В.А. д-р техн. наук



Дмитриев С.А. д-р техн. наук







Горбенко Г.А. д-р 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 актом экспертизы и справкой об авторах. Объем текстовой части статьи 3–6 листов. Рабочие языки: украинский, русский, английский. Последовательность размещения материала статьи: индекс УДК; инициалы и фамилия авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова на трех языках: украинском, русском и английском; полное название учреждения, в котором работают авторы; текст статьи (с подписями авторов на последней странице); перечень литературы; таблицы; рисунки.

• В статье нужно четко и последовательно изложить то новое и оригинальное, что получено авторами в результате исследований. Не следует приводить известные факты, повторять содержание таблиц и иллюстраций в тексте. Термины и обозначения технических параметров следует употреблять в соответствии с нормами Госстандарта, а единицы измерения – в международной системе единиц (СИ). В статье должны быть выделены следующие разделы: вступление, методика (исследований), результаты, обсуждение, выводы.

• Набор текста статьи следует выполнять с помощью текстового редактора Microcoft Word 97 или 2000 (в соответствии с ДСТУ 3008–95). Формат листа – А4, ориентация – книжная, поля – 20 мм со всех сторон. Шрифт: гарнитура Times New Roman, размер 12 пт; интервал – 1,5; выравнивание по ширине. Текст с ручным переносом не принимается!

• Для набора формул надо использовать редактор Microsoft Equation версии 2 или 3. Размер букв: обычный – 12 пт, крупный индекс – 10 пт, мелкий индекс – 8 пт, крупный символ – 16 пт, мелкий символ – 12 пт.

• Иллюстрации (чертежи) могут быть подготовлены с помощью любых графических редакторов и переданы в виде отдельных графических файлов изображения. Для графиков и чертежей (двубитных файлов) плотность изображения должна составлять 300 dpi (формат TIFF), для фотографий – 200–240 dpi (формат JPG, EPS, BMP). Не допускается вставка рисунков в файл статьи непосредственно из прикладных программ (AutoCAD, Excel и т.п.), минуя графический формат. Для четкого воспроизведения изображения при печати толщина линий не должна быть меньше, чем 0,1 мм. Наличие подрисуночной надписи обязательно. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисуночной надписи.

• Таблицы должны содержать только необходимую информацию, быть лаконичными и максимально понятными. Возле обозначений параметра необходимо указать его размерность. Размер шрифта таблицы должен составлять 10 пт. Ширина таблицы не должна превышать 80 мм (размер колонки). В отдельных случаях разрешается делать таблицы шириной 170 мм.

• Перечень литературы в конце рукописи на языке оригинала приводится в соответствии с последовательной ссылкой на работы в тексте и требованиями действующих норм. Ссылка на литературу в тексте нумеруется арабскими цифрами в прямых скобках.

• В справке об авторах нужно привести фамилии, имена и отчества всех авторов, их служебные и домашние адреса, должности, ученые степени, номера телефонов, электронные адреса. Авторами считаются лица, которые принимали участие в выполнении работы в целом или ее главных разделов.

#### Статьи направляются в редакцию по адресу:

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

## СОДЕРЖАНИЕ

## ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

Сістук В.О. УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ РОЗРАХУНКУ НОРМ ВИТРАТ МОТОРНОГО МАСТИЛА
Ревун М.П., Башлій С.В., Чижов С.Є., Курило Н.С. МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ ІМПУЛЬСНОГО ОПАЛЕННЯ
Герасимов Ю.О., Чижов С.Є., Башлій С.В., Матказіна Р.Р. ДОСЛІ́ДЖЕННЯ І РОЗРОБКА МЕТОДИКИ ТЕПЛОВОГО РОЗРАХУНКУ СУШКИ РОЗЛИВНИХ КОВШІ́В
<i>Ковязин А.С.</i> ОБОСНОВАНИЕ ТОЛЩИНЫ ТЕПЛОИЗОЛЯЦИИ ВНУТРЕННЕЙ ТРУБЫ ГРУНТОВОГО ТЕПЛООБМЕННИКА
<i>Мошенцев Ю.Л., Гогоренко А.А.</i> ФОРМИРОВАНИЕ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНЫХ СИСТЕМ ОХЛАЖДЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ
<i>Минчев Д.С., Нагорный А.В.</i> ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАСЧЕТНОЙ СЕТКИ С ПЕРЕМЕННЫМ ШАГОМ ПО ВРЕМЕНИ ПРИ СИНТЕЗЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА ДВС
КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ
Зеленина Е.А., Лоскутов С.В., Ершов А.В., Мацюк С.Н. НАПРЯЖЕНИЕ И ДЕФОРМАЦИЯ ПЛАЗМЕННОГО ПОКРЫТИЯ ПРИ ИЗГИБЕ ПОДЛОЖКИ 39
Кабанник С.Н., Цимбалюк В.А., Зиньковский А.П. УЧЕТ СИСТЕМАТИЧЕСКИХ ПОГРЕШНОСТЕЙ ИЗМЕРЕНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ СИЛЫ ПРИ ИЗГИБНЫХ КОЛЕБАНИЯХ ЛОПАТОЧНОГО ПРОФИЛЯ
Штефан Т.А., Засовенко А.В. ИССЛЕДОВАНИЕ ФУНКЦИИ ЭНЕРГИИ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ В ЦИЛИНДРЕ ПРИ АКСИАЛЬНОЙ СИММЕТРИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПОД ДЕЙСТВИЕМ СЖИМАЮЩИХ НАГРУЗОК
<i>Двирник Я.В., Павленко Д.В.</i> ВЛИЯНИЕ ПЫЛЕВОЙ ЭРОЗИИ НА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОСЕВОГО КОМПРЕССОРА ГТД
ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА
<i>Миронов А.Н., Егоров А.П., Потап О.Е., Тригуб И.Г.</i> МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ В ДВУХНИТОЧНОЙ ЧЕРНОВОЙ ГРУППЕ КЛЕТЕЙ НЕПРЕРЫВНОГО МЕЛКОСОРТНОГО СТАНА
Калініна Н.Є., Грекова М.В., Калінін В.Т., Кашенкова А.В. РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧА ТЕХНОЛОГІ́Я ВИГОТОВЛЕННЯ КУЛЕБАЛОНІ́В З ТИТАНОВИХ СПЛАВІ́В
<i>Качан А.Я., Кравцов В.В.</i> ВЛИЯНИЕ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ГЛАВНЫХ ВЕРТОЛЕТНЫХ РЕДУКТОРОВ

Березовский Е.К., Уланов С.А., Матказина Р.Р. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕМПФИРОВАНИЯ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ
<i>Павленко Д.В.</i> МЕТОДОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ СПЕЧЕННЫХ СПЛАВОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ
Березовский Е.К. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ ОБРАЗЦОВ ИЗ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ6
<i>Маньков С.А., Прибора Т.И.</i> АНАЛИЗ СТАТИЧЕСКОЙ И ДИНАМИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ УСТАНОВКИ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ ВИБРОУДАРНОГО УПРОЧНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ИЗДЕЛИЯ
Пухальская Г.В., Петрик И.А., Селиверстов А. Г., Гликсон И.Л., Л.П.Степанова ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ МЕТОДА ОБРАБОТКИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ СВАРНЫХ ШВОВ ПРИ РЕМОНТЕ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА И КОМПРЕССОРА ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ
Ольшанецкий В.Е., Качан А.Я., Овчинников А.В., Джуган А.А. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ 110
<i>Мозговой В.Ф., Качан А.Я., Панасенко В.А.</i> ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА СТАНКАХ С ЧПУ
Ефанов В.С., Прокопенко А.Н., Овчинников А.В., Внуков Ю.Н. ЭРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВЕРТОЛЕТНЫХ ГТД С РАЗЛИЧНЫМИ ТИПАМИ ПОКРЫТИЙ120
<i>Кравцов В.В.</i> ВЛИЯНИЕ ШЛИФОВАЛЬНОЙ ОПЕРАЦИИ НА ТОЧНОСТЬ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ЗАЦЕПЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ГЛАВНЫХ ВЕРТОЛЕТНЫХ РЕДУКТОРОВ
<i>Данько К.А.</i> Моделирование течения газа внутри тракта двухкамерной горелки для Сверхзвукового газопламенного напыления покрытий
КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ
Гайдук С.В., Кононов В.В. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТРУКТУРНОЙ СТАБИЛЬНОСТИ ЛИТЕЙНЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ
Лысенко Н.А., Клочихин В.В., Наумик В.В. СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА CMSX-4PLUS ДЛЯ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ОТЛИВОК
Іванов В.Г.

ДОСЛІ́ДЖЕННЯ СТРУКТУРИ ПОРШН	ЕВИХ КІ́ЛЕЦЬ З ВИСОКОМІ́ЦНОГО ЧАВУНУ ПІ́СЛЯ
ЕКСПЛУАТАЦІЇ У ДВОТАКТНОМУ ДЕ	ИГУНІ 156

## УДК 669.113

### Канд. техн. наук В. О. Сістук

ДВНЗ «Криворізький національний університет», м. Кривий Ріг

## УДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДИКИ РОЗРАХУНКУ НОРМ ВИТРАТ МОТОРНОГО МАСТИЛА

Роботу присвячено рішенню актуального завдання розробки методики вибору та розрахунку витрат моторних мастил з урахуванням їх в'язкісно-температурних характеристик та товщини граничного шару мастила у вузлах та деталях двигуна внутрішнього згоряння.

**Ключові слова:** моторне мастило, в'язкісно-температурна характеристика, масляна плівка, підшипник ковзання, норми витрат мастила.

#### Постановка проблеми

З процесом старіння мастила підвищується його в'язкість, що призводить до зростання внутрішніх втрат двигуна внутрішнього згоряння автомобіля. Крім того, підвищення в'язкості порушує режим змащування деталей вузлів двигуна, оскільки мастило з підвищеною в'язкістю не надходить в зони контакту, що викликає підвищений знос. За таких умов використання моторного мастила без урахування його в'язкісно-температурних характеристик може негативно позначитись на ефективності експлуатації автомобільного транспорту, підвищуючи його витрати.

#### Аналіз досліджень і публікацій

Незважаючи на існуючі методи підбору моторних мастил [1], залишається недостатньо вивченим вплив в'язкісно-температурних характеристик моторного мастила на його витрати. Крім того, існуючі методики розрахунку норм витрат мастила дозволяють отримати лише приблизні їх величини. Те саме стосується розрахунку норм витрат мастила по відношенню до витрат палива [2].

#### Мета досліджень

Метою роботи є удосконалення існуючої методики розрахунку норм витрат моторного мастила з урахуванням впливу його в'язкісно-температурних характеристик на величину масляної плівки.

#### Викладення матеріалу і результатів

На основі вищесказаного і з урахуванням методичних основ підбору мастил удосконалена методика вибору та розрахунку витрат моторного мастила з урахуванням впливу його в'язкіснотемпературних характеристик.

В основу методики вибору та розрахунку витрат моторного мастила було покладено технічну

документацію по сучасних моторних мастилах, нормативні документи із розрахунків норм витрат паливно-мастильних матеріалів на автотранспорті, результати експериментальних досліджень моторних мастил на різних строках експлуатації, та методичні підходи щодо визначення працездатності деталей та вузлів двигунів внутрішнього згоряння при існуючих системах змащування.

Початковим розрахунковим блоком вибору та розрахунку витрат моторного мастила є побудова його в'язкісно-температурної характеристики (BTX), виходячи з технічної документації, представленої заводом-виробником [3–9]. Нами було досліджено синтетичні моторні мастила, які за SAE відповідають класу в'язкості 5W-40, оскільки вони мають більш високий ступінь стабільності характеристик і властивостей в процесі тривалої експлуатації під впливом різних температур.

Також, на основі показників в'язкості в залежності від пробігу, отриманих експериментальним шляхом [10], було отримано відповідні залежності (рис. 1), які дозволяють визначати зміну показників в'язкості мастила не тільки при зміні температури, а й у процесі його старіння.

Підвищення в'язкості мастила у процесі експлуатації (рис. 1) призводить до зменшення висоти мастильної плівки у підшипниках ковзання колінчастого валу двигуна, підвищуючи коефіцієнт тертя між цапфою та вкладишем, що викликає передчасне зношування деталей двигуна та пов'язані з ним підвищені витрати палива.

Розподіл виходу деталей двигуна з ладу за рахунок вказаних проблем виглядає таким чином: 47% зносу приходиться на поршневі кільця, 30% — на підшипники колінчастого валу, 23% на інші деталі, що змащуються під тиском [11]. Порушення працездатності підшипника ковзання можливо при досягненні товщини мастильного шару, що розділяє поверхні тертя, гранич-



**Рис. 1.** Зміна кінематичної в'язкості мастила від пробігу автомобіля при температурі 100 °С (графік зліва) та 150 °С (графік справа)

ної величини  $h_{ep}$ , яка дорівнює сумі висот мікроне-рівностей поверхней, що контактують. Експериментальним шляхом було встановлено, що для збереження режиму гідродинамічного змащення мінімальна товщина мастильного шару повинна перевищувати критичну у 1,3 рази.

Мінімальна товщина шару при заданих конструктивних параметрах підшипників колінчастого валу визначається із співвідношення [12]:

$$h_{\min} = \frac{\Delta}{2\left(1 - 0.3\frac{P\psi^2}{\eta \cdot \omega}\right)},$$
 (1)

де  $\Delta$  — середній радіальний зазор між поверхнями тертя, мкм; *P* — тиск на підшипник, H/м<sup>2</sup>;  $\omega$  — кутова швидкість обертання валу, с<sup>-1</sup>;  $\psi = \Delta/d$  — радіальний зазор у підшипнику (*d* діаметр цапфи),  $\eta$  — динамічна в'язкість мастила, Па·с.

В той же час, за конструктивними особливостями і технічним станом змащуваних механізмів і вузлів, й режимом їх експлуатації розраховуються норми витрат змащувальних матеріалів. Для двигунів кожного типу можуть бути внесені корективи при визначенні тривалості роботи мастила, обумовлені специфічними умовами його експлуатації і якістю [2].

Приблизну витрату картерного мастила в двигунах можна визначити за формулою:

$$Q_{\Gamma} = \frac{q_{\scriptscriptstyle M} \cdot N \cdot k}{1000} + \frac{G_{\scriptscriptstyle 3}}{T_{\scriptscriptstyle P}},\tag{2}$$

де  $Q_{\Gamma}$  – годинна витрата мастила, кг/год;  $q_{\rm M}$  – питома витрата мастила, рекомендованого заводом, г/кВт в год (к.с. в год.); N – номінальна потужність двигуна, кВт (к.с.); k – коефіцієнт, що враховує знос циліндрів, поршневих кілець і підшипників, дорівнює для швидкохідних дизелів з частотою обертання колінчастого валу понад 500 хв.<sup>-1</sup> при змащенні підшипників під тиском і циліндрів розбризкуванням – 1,25–1,3; для тихохідних дизелів (200–500 хв.<sup>-1</sup>) при такому ж конструктивному оформленні системи змащення – 1,2.

Індивідуальна норма витрат мастильних матеріалів і спеціальних рідин на 100 л загальної витрати палива:

$$Q_{M} = c_{M} \cdot Q_{n} \cdot 100 \cdot k \cdot k_{3az}, \qquad (3)$$

де  $c_{_M}$  — норма витрати на дану марку, л або кг на 100 л палива — від заводів-виробників транспортного засобу,  $Q_n$  — маса палива, кг;  $k_{_{3a2}}$  — коефіцієнт, що враховує індивідуальні особливості перевезень на підприємстві.

Таким чином, коефіцієнт k, який враховує знос деталей циліндро-поршневої групи залежіть лише від частоти обертання колінчастого валу, знаходиться у діапазоні 1,20—1,30 та не враховує товщину масляної плівки у вкладишах колінчастого валу.

Оскільки даний норматив рекомендує вносити корегуючи коефіцієнти для більш точного врахування додаткових параметрів, розглянемо, яким чином товщина масляної плівки впливатиме на витрати паливно-мастильних матеріалів.

Після вибору марки моторного мастила, використовуючи залежності побудовані у вигляді графіків раніше (рис. 2), знаходять його кінематичну в'язкість при заданій температурі та пробігу автомобіля. Динамічна в'язкість визначається як добуток кінематичної на щільність мастила. За величиною динамічної в'язкості по отриманій залежності (1) визначається мінімальна величина шару масляної плівки. Отже, мінімальній величині плівки відповідають конкретні в'язкісно-температурні показники мастила та термін його експлуатації. Гранична величина масляної плівки залишається незмінною, й, як було вказано раніше, відповідає конструктивним параметрам підшипникового вузла. У зв'язку з цим, побудовано залежність товщини масляної плівки підшипників від в'язкості мастила, яку представлено на рис. 2. При використанні різних мастил, в залежності від вищеназваних параметрів, мінімальна висота плівки буде лежати у різних діапазонах від граничної, та не відповідати прийнятій величині у 1,3, що необхідно враховувати введенням додаткового коефіцієнту.

Таким чином, для врахування впливу фактичної величини в'язкості мастила на її товщину, нами запропоновано використання коефіцієнту, який визначається з отриманої залежності на рис. 2

$$k_{Mn} = h_{KP} / h_{\min n} \,. \tag{4}$$

Запропонований коефіцієнт врахування товщини масляної плівки може бути застосований при розрахунку норми витрат мастила шляхом уточнення коефіцієнту, що враховує знос циліндрів, поршневих кілець і підшипників, наступним чином:

$$k = c_n \cdot k \cdot k_{Mn} + c_\kappa \cdot k , \qquad (5)$$

де  $c_n$  — відсоток зносу підшипників колінчастого валу,  $c_{\rm K}$  — відсоток зносу деталей циліндропоршневої групи.

Представлені залежності на номограмі (див. рис. 2) справедливі для мастил з аналогічними в'язкісно-температурними характеристиками. На підставі попереднього вибору декількох марок моторних мастил слід визначити зміну в'язкості обраних мастил в залежності від температури нагрівання в процесі роботи машини. Таким чином, після проведення необхідного зіставлення для розглянутих марок мастил, проводиться вибір оптимального масла виходячи з умови збереження ресурсу вузлів та деталей двигуна.

#### Висновки

Запропонований коефіцієнт урахування товщини масляної плівки підшипника дозволяє більш точно визначати витрати палива з урахуванням його в'язкості, періоду експлуатації та конструктивних особливостей змащувальних вузлів, після чого визначаються можливість і доцільність раціоналізації термінів заміни мастила, виходячи з організаційної спроможності та періодичності робіт технічного обслуговування.



**Рис. 2.** Товщина мастильної плівки після 10000 км пробігу: 1 – для моторного мастила Elf Excellium NF, 2 – для моторного мастила Mobil Super 3000

### Список літератури

- Топливо и смазочные материалы [Электронный ресурс]: учебное пособие самост. учеб. электрон. изд. / Б. П. Евдокимов; Сыкт. лесн. ин-т. – Электрон. дан. – Сыктывкар: СЛИ, 2013. – Режим доступа: <u>http://lib.sfi.komi.com</u>. – Загл. с экрана.
- 8700.00 РД Методика расчета норм расхода горюче-смазочных материалов [Электронный ресурс] – Режим доступа: <u>http://docs.cntd.ru/ document/1200082908</u>, свободный.
- Информация о продукте. Castrol Magnatec Diesel 5W-40 DPF. Защита с первой секунды пуска двигателя/ ООО «Сетра Лубрикантс» – 2015. – 2 с. Режим доступа : http:// www.castrol.com/content/dam/castrolcountry/ ru\_ru/Documents/Descriptions/ Magnatec%20DIESEL%205W-40%20DPF%202015.pdf
- Информация о продукте. elf Excellium NF 5W-40 / Total lubrifiants. – 2009. – 1 с. Режим доступа –<u>http://www.uns-oil.ru/files/</u> 4d3d572fba5f7.pdf
- Информация о продукте. Esso Ultron 5W-40 / ООО «Мобил Ойл Лубрикантс» – 2011. – 2 с. Режим доступа – <u>http://www.lindberg</u>lund.fi/files/Tekniske%20datablad/E-ULTRON-G3E.pdf

- Информация о продукте. Mobil Super 3000 X1 5W-40 / Exxon Mobil Corporation – 2007. – 2 с. Режим доступа – <u>https://m1.kiev.ua/pdf/</u> information-mobil-super3000-5w40.pdf
- Информация о продукте. QUARTZ 9000 5W-40 / TOTAL LUBRIFIANTS – Immeuble Spazio – 2009. – 2 с. Режим доступа – http:// motoroil.uz/files/9000-5w40.pdf
- Информация о продукте. <u>Shell Helix HX8</u> <u>Synthetic 5W-40</u> – 2015. – 2 с. Режим доступа – <u>http://shell-distributor.ru/common/data/u/</u> <u>Helix HX8 Synthetic\_5W-40 (TDS-rus).pdf</u>
- Информация о продукте. ZIC HQ 5W-40/CK 2016. – 11с. Режим доступа – <u>http://www.liraz</u>bat.com/image/users/196676/ftp/my\_files/ sk%2Benergy%2Bzic%2Bproducts% 2Bin%2Benglish.pdf?id=9431354
- Автомобильные эксплуатационные материалы: учеб. пособие. Ч. П. Масла и смазки / В. Б. Джерихов; СПб. гос. архит.-строит. ун-т.- СПб. 2009. 256 с.
- 11. Энергосберегающие масла журнал «За рулем», Рейс досье 2016, №1(6). С. 170–175.
- Кирпиченко Ю. Е. Основы трибологии: Теория. Лабораторный практикум. Упражнения / Кирпиченко Ю. Е., ТрофименкоА. Ф. – Гомель : Инфотрибо, 1995. – 224 с.

Поступила в редакцию 16.12.2016

#### Систук В.А. Усовершенствование методики расчета норм расхода моторного масла

Работа посвящена решению актуальной задачи разработки методики выбора и расчета расхода моторных масел с учетом их вязкостно-температурных характеристик и толщины граничного слоя смазки в узлах и деталях двигателя внутреннего сгорания.

**Ключевые слова:** моторное масло, вязкостно-температурная характеристика, масляная пленка, подшипник скольжения, нормы расхода масла.

#### Sistuk V. Development of methods of motor oil consumption norms calculation

The paper is devoted to solving of actual problem the methods development of selection and calculation of motor oils consumption based on their viscosity-temperature characteristics and the thickness of the boundary layer at the internal combustion engine nodes and parts.

*Key words:* motor oil, viscosity-temperature characteristic, oil film, plain bearer, oil consumption norms.

УДК 622

### Д-р техн. наук М. П. Ревун, канд. техн. наук С. В. Башлій, С. Є. Чижов, Н. С. Курило

Запорізька державна інженерна академія, м. Запоріжжя

## МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ ІМПУЛЬСНОГО ОПАЛЕННЯ

Розроблено методику теоретичного розрахунку тимчасових параметрів імпульсного способу опалювання. Нагрівальний агрегат розглянуто з точки зору теорії автоматичного управління — як об'єкт регулювання. Проведено експериментальне підтвердження створеної методики. Запропонована методика розрахунку параметрів імпульсу дозволяє адаптувати конструктивні особливості будь-якого нагрівального агрегату для впровадження імпульсного способу опалювання.

**Ключові слова:** імпульсний спосіб опалювання, рівномірність нагріву, температурний режим, термообробка, пальниковий пристрій.

Одне з безумовних досягнень пічної теплотехніки - сучасний перспективний імпульсний спосіб опалювання нагрівального устаткування. Він має безперечні переваги перед традиційним безперервним аналоговим регулюванням температурного і теплового режимів. За допомогою такого способу опалювання можна досягти і покращувану якість нагріву (рівномірність за всім обсягом садіння металу, відсутність критичних температурних перепадів, значне підвищення конвективної складової теплообміну за рахунок виключення «застійних» зон в аеродинаміці робочого простору, автоматична організація оптимального рециркуляційного потоку димових газів), і, як наслідок, скорочення тривалості термообробки зі всіма витікаючими позитивними наслідками (збільшення продуктивності, зниження витрати палива, раціональніше завантаження виробничих потужностей і т.д.).

Однак, разом з цими перевагами на шляху повсюдного впровадження імпульсного способу опалювання встають наступні бар'єри: 1) існуючий парк пальникових пристроїв агрегату, як правило, не пристосований для роботи в граничних режимах, необхідних для реалізації даного способу; 2) відсутня універсальна методика теоретичного розрахунку тривалості імпульсу подачі палива і тривалості його відсутності, що дозволяє ще на передпроектному етапі підібрати необхідні пальникові пристрої і систему автоматичного регулювання для будь-якого агрегату; 3) напрацьований позитивний досвід впровадження і позитивні результати неможливо тиражувати в широких масштабах через відсутність тієї ж методики.

Цьому актуальному питанню, а саме розробці методики теоретичного розрахунку тимчасових

параметрів імпульсного способу опалювання, і присвячено цю роботу.

Якщо нагрівальний агрегат розглянути з точки зору теорії автоматичного управління — як об'єкт регулювання, то в ньому вхідним сигналом є витрата палива, а вихідним сигналом прийнята температура.

Розрахунок параметрів імпульсного опалювання здійснюємо шляхом дослідження динамічних характеристик об'єкту. При цьому основними параметрами є тривалість імпульсів і пауз між ними. Для цього необхідно отримати криві розгону за відомою методикою [1, 2], а потім виконати розрахунки, приведені нижче.

Оскільки метал, що нагрівається, є об'єктом, в якому може накопичуватися енергія, то диференціальне рівняння динаміки нагріву в різних точках по ширині печі є інерційною ланкою 2-го порядку:

$$T_{2}^{2} \frac{d^{2} X_{_{6blx}}}{dt^{2}} + T_{1} \frac{d X_{_{6blx}}}{dt} + X_{_{6blx}} = k \cdot X_{_{6x}}, \quad (1)$$

де Т – температура в точці по ширині печі.

Передавальна функція ланки 2-го порядку має вигляд:

$$W(p) = \frac{k}{T_2^2 \cdot p^2 + T_1 \cdot p + 1}.$$
 (2)

Тимчасова характеристика цієї ланки залежить від того, чи має знаменник передавальної функції речове або зв'язано-комплексне коріння. Виходячи з постановки задачі, приймається, що знаменник передавальної функції має два рівних речових негативних кореня для кожної точки

© М. П. Ревун, С. В. Башлій, С. Є. Чижов, Н. С. Курило, 2017

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2017

- 11 -

виміру, оскільки в об'єкті, що нагрівається, може накопичуватися енергія, звідки:

$$\begin{split} T_2^2 \cdot p^2 + T_1 \cdot p + 1 &= 0; \\ p_{1,2} &= \frac{-T_1 \pm \sqrt{T_1^2 - 4 \cdot T_2^2}}{2 \cdot T_2^2} = \\ &= -\frac{T_1}{2 \cdot T_2^2} \pm \sqrt{\frac{T_1^2}{4 \cdot T_2^4} - \frac{1}{T_2^2}} \,. \end{split}$$

Оскільки коріння однакове, то, тоді приймається, що:

$$T_1 = 2 \cdot T_2$$
.

$$W(p) = \frac{k}{(T_2 \cdot p + 1)^2}$$
 (3)

Для експериментального підтвердження розробленої методики в робочому просторі діючої печі встановили 5 термопар, на рівній відстані одна від одної по ширині печі в одній із зон. Робочі спаї термопар розміщували на поверхні череня. Експерименти проводили на печі № 19 термічного цеху [3, 4].

Виходячи з експериментальних даних, визначаємо передавальні функції для кожної точки по ширині печі:

$$W_j(p) = \frac{k_j}{\left(T_j \cdot p + 1\right)^2} \cdot \tag{4}$$

3 передавальних функцій отримуємо амплітудно-фазові частотні характеристики:

$$W(i\omega) = \frac{k}{\left(Ti \cdot \omega + 1\right)^2} \,. \tag{5}$$

Для розрахунку тривалості подачі палива з амплітудно-фазової характеристики визначаємо амплітудно-частотну характеристику:

$$A(\omega) = \frac{k}{T^2 \cdot \omega^2 + 1}.$$
 (6)

Звідси можна отримати амплітудно-частотні характеристики для всіх 5 точок зміни:

$$A(\omega)_{j} = \frac{k_{j}}{T_{j}^{2} \cdot \omega^{2} + 1} \cdot$$
(7)

За умовами імпульсного нагріву бажано отримати мінімальне відхилення температури в кожній точці виміру. Тому порівнюємо праву частину виразів (7) з мінімальним значенням перепаду температур, після чого з цих виразів знаходимо час інтервалу частоти реверсування в часі:

$$t_{\min} = \frac{k}{T^2 \cdot \omega^2 + 1},\tag{8}$$

$$\omega = \frac{\sqrt{k/t_{\min} - 1}}{T} \,. \tag{9}$$

Виходячи з приведених вище теоретичних обчислень отримано, що перепад температури по ширині печі розраховується за формулою:

$$\Delta t(\omega) = \frac{k}{T^2 \cdot \omega^2 + 1},\tag{10}$$

де k — коефіцієнт передачі об'єкту;

T — час об'єкту, за який досягається стале значення температури при подачі однократного ступінчастого обурення, с.

Проведені експериментальні дослідження були засновані на періодичному відключенні подачі палива до пристроїв пальників при різній тепловій потужності.

Виконання експерименту здійснювалося шляхом ступінчастої подачі палива і повітря. В цьому випадку на вторинному приладі отримуємо криві розгону в 5 точках по ширині печі, які показані на рисунку 1.



Рис. 1. Криві розгону по 5-ти точках однієї зони

За формулою (6) розраховуємо амплітудночастотну характеристику, представлену на рис. 2.

За експериментальними даними по 5 точках середньої зони печі отримано ділянку амплітудно-частотних характеристик, представлених в часі (рис. 3).

- 12 -



Рис. 2. Амплітудно-частотні характеристики

Теоретичне значення тривалості імпульсів по ширині печі по 5 точках показує, що максимальне значення тривалості імпульсів характерне для середньої точки, тому приймаємо його за оптимальне [5, 6].

На рисунку 4 представлений розподіл температури по ширині зони печі при трьох значеннях теплового навантаження.

Згідно з вище приведеною методикою отримуємо амплітудно-частотну характеристику. При 100% тепловому навантаженні проведений дослід: температура при подачі максимальної витрати газу складала 720 °С, в перебігу 3 хвилин температура піднялася до 760 °С, стабілізувалася температура після відключення газу протягом 6 хвилин. При визначенні характеристик кривою розгону і розрахунку тривалості імпульсу було отримано:

$$A(\omega)_3 = \frac{40}{160^2 \cdot \omega^2 + 1}, \omega = \frac{\sqrt{40/10 - 1}}{160} = 0,0108,$$

 $t_u = 580$  с, тобто 9,6 хвилин, що досить близько до теоретично розрахованого значення.

Враховуючи вищевикладене, таким чином запропоновано методику розрахунку параметрів імпульсу, яка дозволяє адаптувати конструктивні особливості будь-якого нагрівального агрегату для впровадження сучасного перспективного імпульсного способу опалювання.



Рис. 3. Ділянка амплітудно-частотних характеристик по 5 точках в часі



Рис. 4. Розподіл температури по ширині зони печі при різному тепловому навантаженні

#### Список літератури

- Сравнительные испытания импульсного и непрерывного отопления в термических печах / [Л. А. Неймарк, Я. М. Гречишников, И. К. Энно и др.] //Кузнечно-штамповочное производство. – 1987. – №9. – С. 35–37.
- Разработка и освоение горелок частичного предварительного смешения и импульсного способа отопления на печах термического цеха: Отчет о НИР / Запорож. индустр. ин-т: Руководитель М. П. Ревун. Тема 6-3/91: №ГР 01910015346. Запорожье, 1992. – 40 с.
- Система импульсного отопления рециркуляционной термической печи / [Ревун М. П., Чепрасов А. И., Башлий С. В., Андриенко А. Н.] // Научные основы конструирования металлургических печей : теплотехника и екологія : Тез. докл. междунар. сем. – Днепропетровск, 1993. – С. 54–55.

- Патент України № 19735 М.кл. 5F23D 14/00 Пальний пристрій / Ревун М. П., Чепрасов А. И., Башлий С. В. и др. Бюл. № 6, 1997 р.
- Усовершенствование рециркуляционной термической печи с подподовыми топками / [Ревун М. П., Чепрасов А. И., Башлий С. В. и др.] // Сталь, 1996. – № 2. – С. 53–55.
- Ревун М. П. Интенсификация работы печных агрегатов путем использования импульсной системы отопления / Ревун М. П., Чепрасов А. И. // Материалы международной практической конференции «Автоматизированный печной агрегат основа энергосберегающей технологии XXI века», г. Москва, 15–17 ноября 2000 г. С. 260–262.

Статья поступила 22.11.2016

# Ревун М.П., Башлий С.В., Чижов С.Е., Курило Н.С. Методика расчета параметров импульсного отопления

Разработана методика теоретического расчета временных параметров импульсного способа отопления. Нагревательный агрегат рассмотрен с точки зрения теории автоматического управления — как объект регулирования. Проведено экспериментальное подтверждение созданной методики. Предложенная методика расчета параметров импульса позволяет адаптировать конструктивные особенности любого нагревательного агрегата для внедрения импульсного способа отопления.

**Ключевые слова:** импульсный способ отопления, равномерность нагрева, температурный режим, термообработка, горелочное устройство.

# Revun M., Bashlii S., Chizhov S., Kurilo N. Method for calculating the parameters of impulse heating

The method of theoretical calculation of temporal parameters of impulsive method of heating is developed. A heater asm is considered from point of theory of automatic control - as an adjusting object. Experimental confirmation of the created method is conducted the Offered method of calculation of parameters of impulse allows to adapt the structural features of any heater asm for introduction of impulsive method of heating.

**Key words:** impulsive method of heating, evenness of heating, temperature condition, heat treatment, пальниковий device.

### УДК 621

### Канд. техн. наук Ю. О. Герасимов, С. Є. Чижов, канд. техн. наук С. В. Башлій, Р. Р. Матказіна

Запорізька державна інженерна академія, м. Запоріжжя

## ДОСЛІДЖЕННЯ І РОЗРОБКА МЕТОДИКИ ТЕПЛОВОГО РОЗРАХУНКУ СУШКИ РОЗЛИВНИХ КОВШІВ

Сформульовано і вирішено методом математичного моделювання зовнішню і внутрішню задачі теплообміну процесу сушки ковшів ємкістю 3 м<sup>3</sup>. Встановлено адекватність моделі фізичному процесу.

**Ключові слова:** сушка ковшів, методика термічного аналізу, температурний режим, організація процесу сушки.

#### Вступ

Процеси перенесення теплоти і маси речовини є одним з найважливіших розділів сучасної науки і мають велике практичне значення при розробці технологічних процесів в металургії.

Виготовлення ковшів для розливання феросплавів є основною ланкою технологічного процесу виробництва феросплавів.

Сушка ковшів, після їх виготовлення, найбільш тривалий процес і час її істотно залежить від тиску природного газу, що поступає на ділянку. Крім того, якість сушки визначає безпеку при використанні ковшів в подальших технологічних операціях.

У зв'язку з цим, важливим питанням є розробка методики теплового розрахунку сушки розливних ковшів з досягненням потрібної за технологією якості сушки.

Зважаючи на неможливість використання методів термічного аналізу в процесі сушки ковшів, основним методом при рішенні поставленої задачі є метод математичного моделювання, який включає зв'язок тиску природного газу, що поступає на сушку, утворення продуктів згорання, диференціальні рівняння перенесення теплоти і маси в стінках ковша.

Проведені дослідження дозволяють визначати час сушки залежно від тиску природного газу з урахуванням впливу технологічних параметрів сушки.

Розроблена математична модель може бути використана для прогнозування часу сушки залежно від тиску природного газу.

#### Характеристика об'єкту дослідження

Ковш, призначений для розливання феросплавів, є конструкцією: металевий каркас конусоподібної форми, з кутом конусності β, покритий обмазкою, що складається з водного розчину рідкого скла з наповнювачем. Склад обмазки:

Мертель-ЗКМ-97 по ТУ14-8-92-79 2800–3000 кг Рідке скло (Na<sub>2</sub>SiO<sub>2</sub>) 280–285 кг Щільність  $\rho = 1,12-1,15$  кг/м<sup>3</sup> Шлак ферохрому 90–100 кг

Товщина обмазки складає  $\delta_1$  и  $\delta_2$ , відповідно. З огляду на те, що теплофізичні властивості обмазки в літературі не наводяться, рішення задачі проводитимемо в узагальнених координатах (у безрозмірній формі).

#### Розробка узагальненої розрахункової схеми

Усічений конус, з кутом конусності χ, що складається з металевої обшивки (ст. 3), завтовшки (10-14 мм) і залитий вогнетривкою сумішшю з теплофізичними властивостями λ<sub>1</sub>; ρ<sub>1</sub>; c<sub>p1</sub> = const і днища, виконаного, аналогічно, висотою Н, піддається дії продуктів згорання природного газу, з теплофізичними властивостями  $\lambda_3$ ;  $\rho_3$ ;  $c_{p3}$  = const, з температурою  $T_{cep1}$  = const. Рух газового середовища вимушений і організований. Початкова температура вогнетривкої обмазки дорівнює  $T_0 = \text{const.}$  Початковий вологовміст  $U_0 = \text{const.}$  Параметри продуктів згорання відповідають тиску і температурі довкілля. Процеси теплообміну і перенесення маси мають осьову симетрію. Необхідно визначити кінцевий час сушки шару вогнетривкої обмазки. Згідно з формулюванням задачі прийнято узагальнену розрахункову схему. Виходячи з формулювання задачі і узагальненої розрахункової схеми, поставлену задачу можна розбити на ряд підзадач, внутрішньо зв'язаних між собою. Перша задача це прихід природного газу, з тиском P = const, і витратою B = const, до місця його спалювання (утворення продуктів згорання) з температурою  $T_1 = \text{const}$ і організацією їх з коефіцієнтом теплообміну  $\alpha_1 = \text{const.}$ 

© Ю. О. Герасимов, С. Є. Чижов, С. В. Башлій, Р. Р. Матказіна, 2017

Друга задача, власне сушка ковша.

Математичне формулювання внутрішньої задачі

Математичне формулювання задачі теплообміну і сушки здійснюватимемо при наступних допущеннях:

1. Процес сушки здійснюється лише у вогнетривкій обмазці.

2. Шар висушеного матеріалу можна розбити на дві зони:

- парову;

- вологу.

3. Теплофізичні властивості висушеного матеріалу не залежать від температури.

4. Процес сушки відбувається при P = const.5. Процеси теплообміну і сушки мають осьову

симетрію. Тоді, згідно з узагальненою розрахунковою схемою і вищевикладеними допущеннями, задачу теплообміну і сушки можна описати наступними рівняннями [2]:

для дна і торця:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial F_o} = \frac{1}{\xi} \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \eta^2} \cdot$$
(1)

Початкова умова:

$$\Theta(\xi, \eta, 0) = 0. \tag{2}$$

Граничні умови:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \xi}\Big|_{\xi=a} = \frac{1}{\xi} \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \eta^2},$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \xi}\Big|_{\xi=a} - Bi_1 \cdot \left[\Theta_{cp1} - \Theta(a, \eta, F_o)\right] = K_o \cdot \frac{\partial E}{\partial F_o}, (3)$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \eta}\Big|_{\eta=b} - Bi_2 \cdot \left[\Theta_{cp2} - \Theta(\xi, b, F_o)\right] = K_o \cdot \frac{\partial E}{\partial F_o}, \quad (4)$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \xi}\Big|_{\xi=0} = 0 \qquad \Theta \neq \infty \,, \tag{5}$$

для бічної поверхні:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial F_o} = \cos^2 \beta \left( \frac{1}{\xi} \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \xi} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \eta^2} \right). \quad (6)$$

Початкова умова:

$$\Theta(\xi,\eta,0) = 0. \tag{7}$$

Граничні умови:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \eta}\Big|_{\eta=0} - Bi_1 \cdot \left[\Theta_{cp1} - \Theta(\xi, c, F_o)\right] = K_o \cdot \frac{\partial E}{\partial F_o}, \quad (8)$$

$$\left. \frac{\partial \Theta}{\partial \xi} \right|_{\xi=0} = 0, \qquad (9)$$

$$\left. \frac{\partial \Theta}{\partial \eta} \right|_{\mathbf{n}=c} = 0 \,. \tag{10}$$

Рішення сформульованої задачі здійснювалося за явною кінцево-різницевою схемою, згідно з [3]. Теплофізичні властивості вогнетривкої обмазки приймалися рівними для бетонів [4].

#### Розробка методики термічного аналізу процесу

Для встановлення адекватності математичної моделі фізичному процесу сушки було розроблено методику термічного аналізу. Як об'єкт дослідження було вибрано два ковші. Один був встановлений на стенді, а другий на відкритому майданчику. Виміри температур робилися стандартними термопарами градуювання ХА, а реєстрація — приладом КСП-4. Окрім температур стінки ковщу вимірювалася температура факелу продуктів згорання в трьох точках по висоті ковша. Виміри проводилися при тиску газу на ділянці  $P = 0,38 \text{ кг/см}^2$ , температурі зовнішнього повітря 18 °С, тиску повітря 758 мм рт. ст., відносною вологістю  $\varphi = 87\%$ . Результати вимірів приведені в табл. 1.

#### Обробка результатів спостережень

З приведених даних у таблиці 1, слід зазначити, що свідчення термопари №8, істотно відрізняються від всіх інших. Обстеження місця установки показало, що термопара реєструвала температуру димових газів поблизу стінки ковша (наскрізний отвір у футеруванні). Свідчення термопари №9, можна трактувати як період нагріву футерування з двох сторін, з торця і бічної поверхні, що свідчить про складність процесу тепло- і масообміну на кутах ковша. При досягненні часу нагріву  $\tau = 0.6$  год. показання термопари №8 досягають значення температури мокрого термометра за даних умов. Це свідчить про те, що відбувається конденсація пари води і доставка нової вологи з шарів футерування, що лежать нижче. У подальшому процесі нагріву ця температура починає зростати у зв'язку з видаленням частини вологи в довкілля.

T FOR		Термопари									
с, год	1	2	3	4	7	Τ					
0,1	26	28	26		26						
0,2	26	28	26		26						
0,3	26	28	26		26						
0,4	26	28	26		26						
0,5	26	28	26		26						
0,6	26	28	26		26						
0,7	26	28	26		26						
0,8	26	28	26		26						
0,9	26	28	26		26						
1,0	26	28	26	410	26						
1,1	26	28	26	в факелі	26						
1,2	26	28	26		26						
1,3	26	32	26		26						
1,4	26	32	32		35						
1,5	26	36	32		35						
1,6	26	41	32		35						
1,7	26	42	39		35						
1,8	26	43	35								
1,9	26	44	39	]	35						
2,0	39	45	39		35						

Таблиця 1 — Результати виміру температур

Таким чином, можна вважати, що процес сушки ковша №2 почався через 0,6 год. Показання термопар №№1, 7 свідчать про великі теплові втрати через подину ковша, тобто про слабку інтенсивність процесу сушки. Для ковша №1 процес сушки почався через1,3 год. Відставання процесу сушки в ковші №1 можна пояснити наступним: температура продуктів згорання у факелі складає 410 °C; відстань від факела до подини складає приблизно 1 м, тобто подина нагрівається за рахунок променистого теплообміну, що для продуктів згорання природного газу є дуже малою величиною. Діаметр труби пальника в ковші №1 удвічі більше діаметру труби, що підводиться до ковшу №2, отже, швидкість руху продуктів згорання мала, для організації нормального процесу сушки. Якщо за одиницю порівняння узяти витрату природного газу на ковш №2, то для досягнення часу сушки для ковша №1 необхідно витратити природного газу в 1,7 рази більше.

#### Установка адекватності математичної моделі фізичному процесу

Аналіз математичного формулювання задачі дозволив виділити параметри, які управляють процесом, але невідомі. Це коефіцієнт Шезі  $A_0$ , коефіцієнт використання теплоти в ковші η, критерій теплообміну Ві<sub>2</sub>, еквівалентний діаметр  $d_e$  і т.д. Пошук цих коефіцієнтів здійснювався за допомогою математичної моделі. Критерієм адекватності були дані термічного аналізу і технологічний час сушки ковша. В результаті чисельного аналізу процесу тепло- і масообміну вдалося визначити найбільш вірогідні значення невідомих величин. Набуті значення приведені в табл. 2.

#### 8 9 10 91 26 93 84 93 65 910 93 65 на подині 93 65 ковша 130 26 132 39 182 39 208 39 208 42 220 42 520 234 42 посередині 240 42 ковша 260 65 260 65 260 65 260 65 260 70 520 70 260 верх ковша 260 70

#### Аналіз отриманих результатів і розробка рекомендацій

Чисельний аналіз задачі тепло- і масообміну і результати термічного аналізу дозволили встановити адекватність математичної моделі фізичному процесу сушки.

За результатами чисельного аналізу процесу тепло- і масообміну отримані наступні дані (табл. 3).

Аналіз теплової роботи існуючого стенду показав незадовільну організацію процесу горіння, а звідси і найбільшу тривалість процесу сушки. Сушка ковшів на відкритому стенді йде інтенсивніше, але при цьому спостерігаються великі втрати теплоти з газами, що відходять.

При існуючій технології процес горіння і обтікання поверхонь ковшу є неорганізованим і не піддається розрахунку. В результаті цього можуть спостерігатися місця з підвищеною вологістю.

Розрахунок теплообміну ковшу, що стоїть в стенді з організованим горінням, дозволяє прогнозувати скорочення часу сушки ковша приблизно на 20%.

#### Висновки

 Запропоновано методику теплового розрахунку процесу сушки наливного ковша, яка зв'язує тиск природного газу, що поступає на стенд, з його витратою на робочі місця і часом сушки.

2. Запропоновано організацію процесу сушки, що використовує існуюче устаткування.

3. Рекомендується створити пристрій пальника, що дозволить організувати теплообмін, що наближається до розрахункового.

 Ввести в технологічну інструкцію контроль стінки ковша за допомогою переносної термопари і мілівольтметра.

Ko	Bi <sub>2</sub>	$A_0$	<i>d</i> <sub><i>e</i></sub> , м	η
0,95	5,0	10,0	0,5	0,5
			13	0.8

Тип ковша	<i>d</i> <sub>e</sub> , м	A <sub>o</sub>	$Bi_1$	Bi <sub>2</sub>	$T_{cep1}$ , °C	η	$\tau_f^{}, 4$
Відкритий, з горінням, що організоване	0,5	10,0	18,3	5,0	900 520	0,5	48,1
Існуючий стенд	2,0	10,0	4,43	5,0	400 400	0,8	55,6
Пропонований стенд	0,5	10,0	23,2	5,0	900900	0,8	44,3

Таблиця 3 -	Результати чисельного	аналізу
-------------	-----------------------	---------

Таблиця 2 - Вірогідні значення невідомих величин

#### Список літератури

- Мхитарян А. М. Гидравлика и гидромеханика / Мхитарян А. М. – К. : ГИТТЛ УССР, 1958. – 352 с. с ил.
- Лыков А. В. Теория тепло- и массопереноса / Лыков А. В., Михайлов Ю. А. – М.-Л. : Энергоиздат, 1963. – 536 с. с ил.
- Крылов В. И. Вычислительные методы, в 2-х томах / Крылов В. И., Бобков В. В., Монастырный П. И. – М. : ФИЗМАТГиз, 1976. – 624 с. с ил.
- Теплофизические свойства веществ. Справочник под ред. Н. Б. Варгафтика. М. : Энергоиздат, 1956.

Поступила в редакцию 10.03.2017

### Герасимов Ю.О., Чижов С.Е., Башлий С.В., Матказина Р.Р. Исследования и разработка методики теплового расчета сушки разливочных ковшей

Сформулирована и решена методом математического моделирования внешняя и внутренняя задачи теплообмена процесса сушки ковшей емкостью 3 м<sup>3</sup>. Установлена адекватность модели физическому процессу.

**Ключевые слова:** сушка ковшей, методика термического анализа, температурный режим, организация процесса сушки.

Gerasimov Yu., Chizhov S., Bashlyy S. Matkazyna R. Research-and-developments methodology of thermal calculation of drying of casting scoops

The external and internal tasks of heat exchange of process drying scoops content 3  $M^3$  are formulated and decided by the method of mathematical design. The model adequacy is install to physical process.

Key words: drying of scoops, method of thermoanalysis, temperature condition, organization of process of drying.

## УДК 621.565.93

### А. С. Ковязин

Запорожская государственная инженерная академия, г. Запорожье

## ОБОСНОВАНИЕ ТОЛЩИНЫ ТЕПЛОИЗОЛЯЦИИ ВНУТРЕННЕЙ ТРУБЫ ГРУНТОВОГО ТЕПЛООБМЕННИКА

С помощью разработанной математической модели процесса теплообмена между грунтовым теплообменником и массивом грунта, определена величина охлаждения воздуха в зависимости от толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника и обоснована рациональная толщина теплоизоляции.

**Ключевые слова:** грунтовый теплообменник, внутренняя труба, теплоизоляция, теплопередача, охлаждение воздуха.

### Постановка проблемы

Эффективное ведение отрасли животноводства невозможно без полноценного кормления и создания оптимальных условий содержания животных, которые в основном определяются микроклиматом. Обеспечение оптимального микроклимата в животноводческих помещениях требует значительных затрат энергии, на что затрачивается до 15% средств производителей [1]. Охлаждение (нагревание) приточного воздуха для животноводческих помещений может быть осуществлено с помощью геотермальной вентиляции, которая позволяет использовать тепловую энергию поверхностных слоев грунта. Рабочими органами геотермальной вентиляции являются грунтовые теплообменники. Для эффективного использования грунтового теплообменника необходимо обосновать толщину теплоизоляции его внутренней трубы.

#### Анализ последних исследований

Работы [2-8] посвящены моделированию процессов теплообмена между грунтовыми теплообменниками и массивом грунта, однако в них не исследовалось влияние толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника на теплохолодоотбор из массива грунта. Таким образом, в настоящее время проблема не решена.

#### Цель

Повысить эффективность использования reoтермальной вентиляции путем обоснования рациональной толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника.

#### Основная часть

Принцип действия геотермальной вентиляции с использованием грунтовых теплообменников (рис. 1) состоит в том, что воздух, имеющий тем-

пературу  $T_1$ , подается на вход грунтового теплообменника и отдает (отбирает) тепло грунту, в результате чего воздух охлаждается (нагревается), приобретая температуру  $T_2$  и подается в животноводческое помещение. При этом между внутренней поверхностью обсадной трубы грунтового теплообменника, имеющей внутренний диаметр D, и массивом грунта возникает тепловой поток dQ/dt, величина которого определяет теплохолодоотбор грунтового теплообменника от массива грунта. Скважина заполнена тампонажным раствором с высокой теплопроводностью, что улучшает теплообмен между обсадной трубой и грунтом. Обсадная труба выполнена из материала с высокой теплопроводностью, например, стали.

Для обоснования толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника принимаем следующие допущения: грунт явля-



Рис. 1. Продольное сечение грунтового теплообменника

© А. С. Ковязин, 2017

- 19 -

ется однородным и изотропным, а его теплофизические свойства остаются постоянными с изменением температуры; тепловой контакт обсадной трубы с прилегающим грунтом идеален; не учитываем наличие обсадной трубы грунтового теплообменника, то есть, принимаем толщину стен-

ки обсадной трубы  $\delta = 0$ ; не учитываем влияние теплового потока на поверхности грунта, возникающего вследствие действия солнечной радиации и поток радиогенного тепла Земли; вследствие незначительного изменения давления в потоке воздуха при его движении в грунтовом теплообменнике, воздух рассматриваем как несжимаемую жидкость; процесс теплопередачи через стенку внутренней трубы проходит только по ее толщине и мгновенно; так как предполагаемая толщина стенки внутренней трубы мала по сравнению с геометрией расчетной области, используем модель тонкой стенки (Thin Wall) с решением одномерных уравнений теплопроводности сквозь эту границу.

Введем цилиндрическую систему координат так, чтобы ось OZ была направлена вниз по оси грунтового теплообменника, а координата z = 0 соответствовала поверхности Земли. Поскольку рассматривается осесимметричная задача, то ни одна из величин не будет зависеть от координа-

ты  $\phi$  ( $0 \le \phi < 2\pi$ ), поэтому координату  $\phi$  не указываем.

Область, занимаемая грунтом [9]:

$$\begin{split} M_{z} &= M_{1} \cup M_{2}, M_{1} = \\ &= [D/2,\infty) \times [0,H], M_{2} = [0,\infty) \times [H,\infty), \, (1) \end{split}$$

где D — диаметр обсадной трубы грунтового теплообменника, м;

Н – длина грунтового теплообменника.

Область, занимаемая внутренней трубой:

$$M_{m_{\theta}} = [d/2, d/2 + \delta_{\theta}] \times [0, H - h], \quad (2)$$

где *d* — внутренний диаметр внутренней трубы грунтового теплообменника, м;

 $\delta_{e}$  — толщина стенки внутренней трубы грунтового теплообменника, м.

Область, занимаемая воздухом:

$$M_{\theta} = M_3 / M_{m\theta}, M_3 = [0, D/2] \times [0, H].$$
 (3)

Согласно [10, 11] тепловой поток, проходящий через поверхность теплообмена *S* в заданный момент времени *t* функционирования грунтового теплообменника:

$$\frac{dQ}{dt} = -\lambda_{z} \int_{S} \frac{\partial T_{z}}{\partial n} \, dS \,, \tag{4}$$

где  $\lambda_2$  – теплопроводность грунта, Bt/(м ·°C);

 $T_2(r, z, t)$  – температура в точке грунта, кото-

рая имеет координаты (r, z) в момент времени t, °C;

n – нормаль к поверхности S.

Тепловой поток, проходящий через поверхность внутренней трубы  $S_{g}$ :

$$\frac{dQ_{s}}{dt} = \pi \int_{0}^{H-h} k_{l}(T_{1} - T_{2})dz, \qquad (5)$$

где  $k_l(z)$  – местный линейный коэффициент теплопередачи, Вт/(м·°С);

 $T_1(z), T_2(z)$  – местные средние по сечениям температуры, имеющие координату *z* в момент времени *t*, °С.

Местный линейный коэффициент теплопередачи для однослойной цилиндрической стенки [12]:

$$k_{l} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{1}d} + \frac{1}{2\lambda_{ms}}\ln\frac{d+2\delta_{s}}{d} + \frac{1}{\alpha_{2}(d+2\delta_{s})}}, \quad (6)$$

где  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  – местные коэффициенты теплоотдачи для потока воздуха, движущегося вниз и вверх соответственно Bт/(м<sup>2.°</sup>C);

 $\lambda_{me}$  — теплопроводность материала внутренней трубы, Вт/(м ·°С).

Уравнение неразрывности, которое отражает факт отсутствия в области, занимаемой воздухом  $M_g$  пустот и разрывов, в принятой системе цилиндрических координат и имеющейся осевой

симметрии  $\bar{v} = \bar{v}(r, z)$  имеет вид [13, 14]:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial(rv_r)}{\partial r} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0, (r,z) \in M_{_{\theta}}, \qquad (7)$$

где  $v_r$ ,  $v_z$  — компоненты скорости в направлениях r, z.

Движение воздуха в данном случае описывается уравнениями Навье-Стокса, которые в цилиндрических координатах при осевой симметрии принимают вид:

$$\rho \frac{Dv_r}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial r} + \mu \left( \nabla^2 v_r - \frac{v_r}{r^2} \right),$$
  
$$\rho \frac{Dv_z}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu \nabla^2 v_z, (r, z) \in M_s, \quad (8)$$

где  $\rho$  – плотность воздуха, кг/м<sup>3</sup>;

- 20 -

*p* – давление, Па;

μ – динамическая вязкость воздуха, Па·с. Входящие в уравнения (8) субстанциальные производные выражаются зависимостями:

$$\frac{Dv_r}{\partial t} = \frac{\partial v_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} + v_z \frac{\partial v_r}{\partial z},$$
$$\frac{Dv_z}{\partial t} = \frac{\partial v_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_z}{\partial r} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z}.$$
(9)

Оператор Лапласа при наличии осевой симметрии в цилиндрической системе координат:

$$\nabla^2 = \left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}\right).$$
 (10)

Температурное поле в движущемся потоке воздуха описывается уравнением энергии [13, 15]

$$\frac{DT_{s}}{\partial t} = a_{s} \nabla^{2} T_{s}, (r, z) \in M_{s}, \qquad (11)$$

где  $T_{\theta}(r, z, t)$  – температура в точке воздуха, которая имеет координаты (r, z) в момент времени t, °C;

 $a_{_{\!B}}$  – температуропроводность воздуха, м<sup>2</sup>/с.

Субстанциальная производная, которая входит в уравнение (11) запишется как:

$$\frac{DT_{e}}{\partial t} = \frac{\partial T_{e}}{\partial t} + v_{r} \frac{\partial T_{e}}{\partial r} + v_{z} \frac{\partial T_{e}}{\partial z} \cdot$$
(12)

Температуропроводность материала определяется из выражения [10]:

$$a = \frac{\lambda}{C \rho}, \qquad (13)$$

где  $\lambda$  – теплопроводность материала, Вт/(мЧ°С); C – удельная теплоемкость материала, Дж/ (кг°С);

ρ – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>.

Температурное поле в массиве грунта описывается следующим уравнением теплопроводности [10, 11]

$$\frac{\partial T_{z}}{\partial t} = a_{z} \nabla^{2} T_{z}, (r, z) \in M_{z}, \qquad (14)$$

где  $t \in [0,\infty)$  — время от начала процесса теплообмена. с:

 $a_2$  – температуропроводность грунта, м<sup>2</sup>/с.

Начальные условия:

$$\begin{cases} T_{z}(r, z, 0) = T_{z0}, (r, z) \in M_{z}; \\ T_{s}(r, z, 0) = T_{z0}, (r, z) \in M_{s}; \\ T_{ms}(r, z, 0) = T_{z0}, (r, z) \in M_{ms}, \end{cases}$$
(15)

где  $T_{c0}$  – температура массива грунта в начальный момент времени, °С.

Принимаем  $T_{c0}$  = const. Граничное условие:

$$T_{g}(r,0,t) = T_{1}, r \in [0, d/2].$$
 (16)

Условие равенства плотностей тепловых потоков на стенке обсадной трубы:

$$\lambda_{z} \frac{\partial T_{z}}{\partial n} = -\alpha (T_{s} - T_{z}), (r, z) \in M_{z} \cap M_{s}, \quad (17)$$

где  $\alpha$  — средний коэффициент теплоотдачи на поверхности обсадной трубы, Вт/(м<sup>2.°</sup>C);

 $T_{6}, T_{2}$  – средние температуры воздуха и поверхности обсадной трубы, °С.

Дифференциальное уравнение теплоотдачи устанавливает связь между коэффициентом теплоотдачи на поверхности обсадной трубы и температурным полем воздуха [15]:

$$\alpha = -\frac{\lambda_e}{T_e - T_e} \frac{\partial T_e}{\partial n} \,. \tag{18}$$

Вычислительный эксперимент проводился с использованием пакета вычислительной гидродинамики ANSYS Fluent.

В первом приближении для моделирования, на основании предыдущих исследований [7], принимаем длину грунтового теплообменника H = 30 м и диаметр обсадной трубы грунтового теплообменника D = 0,3 м. Также предварительно принимаем соотношение диаметров внутренней и обсадной трубы d/D = 0,65.

Линейное термическое сопротивление теплопроводности при теплопередаче через стенку внутренней трубы [11]:

$$R_{l,\lambda} = \frac{1}{2\lambda_{ms}} \ln \frac{d + 2\delta_s}{d} \,. \tag{19}$$

Рассмотрим два случая: 1-й случай  $R_{l,\lambda} = 0$ , он будет иметь место при толщине стенки внутренней трубы  $\delta_s = 0$ ; 2-й случай  $R_{l,\lambda} = \infty$ , он будет иметь место при использовании гипотетического материала с теплопроводностью  $\lambda_{ms} = 0$  BT/(м·°C). После моделирования, для принятых численных значений<sup>1</sup> и варианта подачи воздуха во внутреннюю трубу, определили величину охлаждения воздуха  $\Delta T$  (табл. 1), которая является показателем результативности грунтового теплообменника.

**Таблица 1** — Влияние линейного термического сопротивления теплопроводности внутренней трубы грунтового теплообменника на величину охлаждения при различных объемных подачах воздуха

Подача воздуха	Охлажден <u>∆</u> <i>T</i> , °С при термическом с теплопро	Увеличение охлаждения при			
<i>V</i> <sub>t</sub> , М <sup>-</sup> /Ч	$R_{l,\lambda} = 0$ M·°C/BT	$R_{l,\lambda} = \infty$ M·°C/BT	$\Lambda_{l,\lambda} = \infty$ $\Delta \Delta T, ^{\circ}C$		
125	16,23	22,13	5,90		
250	14,00	17,38	3,38		
500	10,28	11,66	1,38		
1000	6.63	7.07	0.44		

Как видно из таблицы 1, линейное термическое сопротивление теплопроводности стенки внутренней трубы существенно влияет на величину охлаждения воздуха и для повышения результативности грунтового теплообменника его нужно повышать.

В качестве теплоизоляционного материала для дальнейших исследований будем использовать пенополиуретан. Его теплофизические свойства:  $\lambda_{\Pi\Pi V} = 0.04 \text{ Bt/(M} \cdot ^{\circ}\text{C}); C_{\Pi\Pi V} = 1470 \text{ Дж/(кг} \cdot ^{\circ}\text{C}); \rho_{\Pi\Pi V} = 60 \text{ кг/M}^3.$ 

Таким образом, внутренняя труба будет иметь составную конструкцию, и состоять из двух тонкостенных оцинкованных стальных труб с заполнением пространства между ними пенополиуретаном. При этом наружная труба воспринимает механические нагрузки. Благодаря такой конструкции вследствие гладкой поверхности стальных труб будут уменьшены потери давления на трение [16] по сравнению с вариантом, когда наружная труба отсутствует и воздух движется вдоль поверхности, образованной пенополиуретаном. Также будет исключено возможное выделение вредных паров из пенополиуретана, что может оказывать негативное влияние на организм животных.

Для определения толщины теплоизоляции были проведены исследования (табл. 2).

Для наглядности представления результатов, содержащихся в таблицах 1 и 2, были построены графики (рис. 2).

**Таблица 2** — Влияние толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника на величину охлаждения при различных объемных подачах воздуха

Подача воздуха	одача Охлаждение воздуха $\Delta T$ , °С при толщине теплоизоляции, мм					Увеличение охлаждения ΔΔ <i>T</i> , °C при толщине теплоизоляции, мм				
<i>V<sub>t</sub></i> , м <sup>3</sup> /ч	10	25	50	100	10	25	50	100		
125	18,29	19,54	20,40	21,04	2,06	3,31	4,17	4,81		
250	15,64	16,31	16,70	16,95	1,64	2,31	2,70	2,95		
500	11,12	11,35	11,46	11,53	0,84	1,07	1,18	1,25		
1000	6,94	7,00	7,02	7,04	0,31	0,37	0,39	0,41		



Рис. 2. Графики зависимости увеличения охлаждения при использовании теплоизоляции внутренней трубы по сравнению со стенкой внутренней трубы нулевой толщины для различных объемных подач воздуха

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> $T_1$  = 40 °C; t = 4·10<sup>6</sup> c;  $T_{20}$  = 12 °C;  $\lambda_2$  = 1,45 Bt/(M·°C); $C_2$  = 1350 Дж/(Kf·°C);  $\rho_2$  = 1600 Kf/m<sup>3</sup>

Из рис. 2 видно, что при увеличении подачи воздуха эффект от теплоизоляции внутренней трубы снижается. Это можно объяснить уменьшением среднеинтегральной разности температур, входящих в выражение (5), и, как следствие, уменьшением величины охлаждения воздуха  $\Delta T$ . В свою очередь уменьшение среднеинтегральной разности температур происходит вследствие истощения теплового потенциала грунта, которое имеет место при больших объемных подачах воздуха (рис. 3).

Для определения рациональной толщины теплоизоляции внутренней трубы грунтового теплообменника должна быть решена следующая компромиссная задача. С одной стороны увеличение толщины теплоизоляции повышает энергетическую эффективность грунтового теплообменника (рис. 2). С другой стороны это приводит к повышению стоимости теплообменника вследствие как увеличения стоимости самой теплоизоляции, так и увеличения диаметра обсадной трубы. Исходя из этих соображений, для дальнейших исследований, принимаем толщину теплоизоляции внутренней трубы пенополиуретаном на уровне 50 мм.

#### Выводы

Для повышения эффективности грунтового теплообменника, его внутреннюю трубу следует теплоизолировать с обеспечением линейного термического сопротивления теплопроводности при теплопередаче через стенку внутренней трубы на уровне 2,25 м.°С/Вт, что достигается толщиной слоя пенополиуретана на уровне 50 мм и обеспечивает экономически целесообразную энергетическую эффективность.

#### Список литературы

- Розробити проект свинарського підприємства на 12000 голів відгодівлі на рік з використанням альтернативних джерел енергії та енергоощадного технологічного обладнання : звіт про НДР (заключний): № ДР 0111U004422 / кер. О. С. Ковязін, вик. О. В. Парієва, О. Д. Потапенко // Інститут механізації тваринництва НААН. – Запоріжжя. – 2011. – 105 с. – Інв. № 0212U006519.
- Денисова А. Е. Моделирование тепловых процессов в грунтовой тепловой трубе теплонасосной системы тепло- и хладоснабжения / А. Е. Денисова, А. В. Мармусевич // Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 2006. – Вып. 1(25). – С. 65–69.
- Ковязин А. С. Влияние материала и толщины стенки обсадной трубы грунтового теплообменника на теплоотбор из массива грунта / А. С. Ковязин, И. Г. Величко // Вісник національного університету «Львівська політехніка» «Теплоенергетика. Інженерія довкілля. Автоматизація». – № 758. – Львів : Вид-во Львівської політехніки, 2013. – С. 57–62.



**Рис. 3.** Температурные поля воздуха, движущегося в грунтовом теплообменнике и массива грунта при различных объемных подачах воздуха для внутренней трубы с линейным термическим сопротивлением теплопроводности  $R_{l,\lambda} = \infty$ 

- Ковязин А. С. Влияние на энергосъем формы поперечного сечения грунтового теплообменника / А. С. Ковязин // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка «Технічні системи і технології тваринництва». – № 132. – Харків, 2013. – С. 251– 255.
- Костиков А. О. Влияние теплового состояния грунта на эффективность теплонасосной установки с грунтовым теплообменником / А. О. Костиков, Д. Х. Харлампиди // Енергетика: економіка, технології, екологія. – № 1 (24). – 2009. – С. 32 40.
- 6. Шевченко И. Моделирование природного температурного поля поверхностных слоев Земли / Игорь Шевченко, Алексей Ковязин // An international journal on operation of farm and agri-food industry machinery: Motrol. Comission of motorizatin and energetics in agriculture. Vol. 15. № 3. Lublin-Rzeszyv, 2013. C. 228–234.
- Ковязин А. С. Обоснование длины и диаметра грунтового теплообменника / А. С. Ковязин, Д. А. Долгих // Механізація та електрифікація сільського господарства. Вип. 98. Т. 2. Глеваха, 2013. С. 96–105.
- Тарасова В. А. Моделирование тепловых режимов совместной работы грунтового теплообменника и теплонасосной установки /

В. А. Тарасова, Д. Х. Харлампиди, А. В. Шерстюк // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. — Харьков : Технологический центр, 2011. — № 5/8 (53). — С. 34-40.

- Бронштейн И. Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – М.: Наука, 1986. – 544 с.
- 10. Лыков А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. М. : Высш. шк., 1967. 600 с.
- Крейт Ф. Основы теплопередачи / Ф. Крейт, У. Блэк. – М. : Мир, 1983. – 512 с.
- Теплообменные аппараты и системы охлаждения газотурбинных и комбинированных установок / В. Л. Иванов, А. И. Леонтьев, Э. А. Манушин, М. И Осипов; Под ред. А. И. Леонтьева. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2004. – 592 с.
- Ковальногов Н. Н. Основы гидравлики / Н. Н. Ковальногов, Е. Н. Коврижных. – Ульяновск: УВАУ ГА, 2004. – 86 с.
- Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа / Л. Г. Лойцянский. – М. : Дрофа, 2003. – 840 с.
- Орлов М. Е. Теоретические основы теплотехники. Тепломассообмен / М. Е. Орлов. – Ульяновск : УлГТУ, 2013. – 204 с.
- Талиев В. Н. Аэродинамика вентиляции / В. Н. Талиев. – М.: Стройиздат, 1979. – 295 с.

Поступила в редакцию 10.12.2016

# Ковязін О.С. Обґрунтування товщини теплоізоляції внутрішньої труби ґрунтового теплообмінника

За допомогою розробленої математичної моделі процесу теплообміну між теплообмінником і масивом ґрунту, визначено величину охолодження повітря в залежності від товщини теплоізоляції внутрішньої труби ґрунтового теплообмінника і обґрунтовано раціональну товщину теплоізоляції.

**Ключові слова:** трунтовий теплообмінник, внутрішня труба, теплоізоляція, теплопередача, охолодження повітря.

# Koviazin A. The rationale for the thickness of the thermal insulation the inner tube of ground heat exchanger

Using the developed mathematical model of heat transfer between the ground heat exchanger and soil mass, cooling air depending on the thickness of the thermal insulation of the inner tube of ground heat exchanger is determined and rational thickness of thermal insulation is explain.

Key words: ground heat exchanger, inner tube, thermal insulation, heat transfer, cooling air.

## УДК 621:43.016

Канд. техн. наук Ю. Л. Мошенцев, канд. техн. наук А. А. Гогоренко Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев

## ФОРМИРОВАНИЕ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНЫХ СИСТЕМ ОХЛАЖДЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

Предложены правила формирования высокоэффективных систем охлаждения для двигателей внутреннего сгорания. Выделен критерий подобия, характеризующий эффективность применения каждого теплообменного аппарата в системах охлаждения и эффективность работы системы в целом. Рассмотрены конкретные примеры формирования таких систем.

**Ключевые слова**: охладитель масла, охладитель наддувочного воздуха, малорасходная система охлаждения, характеристика системы охлаждения, температура воздуха за охладителем, эффективность системы по охлаждению наддувочного воздуха.

#### Постановка проблемы и выделение нерешенных ранее частей общей проблемы

Для поршневых двигателей мощностью более 1000 кВт суммарная масса сердцевин теплообменников системы охлаждения (обычно цветной металл) составляет около 0.4...0.7 кг на киловатт мощности. Затраты мощности на привод циркуляционных насосов и вентиляторов для таких систем на расчетном режиме составляют 0,06...0,10 от номинальной мощности двигателя. Габаритные размеры системы охлаждения также существенны и занимают около 0,10...0,15 % объема машинного отделения. Указанные пределы определяются в зависимости от качества применяемой системы охлаждения. Из сказанного очевидно, что в современных условиях целесообразно совершенствовать системы охлаждения для vменьшения стоимости. эксплуатационных затрат и улучшения условий компоновки энергетической установки.

Несмотря на обилие публикаций по системам охлаждения ДВС и их элементам, авторам неизвестны сформулированные кем-либо принципы формирования высокоэффективных схем систем охлаждения ДВС. Поэтому, имея длительный опыт создания таких систем, авторы предлагают сравнительно простые правила, позволяющие формировать высокоэффективные системы.

#### Обзор публикаций

В настоящее время для охлаждения двигателей внутреннего сгорания применяются системы охлаждения с различными схемами [1-5]. Как показывает анализ этих схем, разница в их качестве бывает весьма существенной [1, 3]. При этом значения основных параметров даже выходят за рамки указанных выше границ. Для новых и модернизируемых энергетических установок должны создаваться системы охлаждения с прогрессивными показателями.

#### Основной материал статьи

От систем охлаждения требуется обеспечение заланных температур охлажлаюшей жилкости. масла и наллувочного воздуха на входе в двигатель. Обеспечение приемлемых температур охлажлаюшей жилкости и масла выполняется во всех действующих системах охлаждения, при этом в этих системах для отвода соответствующих тепловых потоков используются примерно одинаковые затраты энергии и материалов. Хуже обстоит с обеспечением температуры наддувочного воздуха за компрессором. С ростом наддува двигателей возрастают тепловые потоки от охлаждаемого воздуха. Они намного превышают по значению тепловые потоки от цилиндров двигателя в охлаждающую жидкость и в масло. Эта дополнительная тепловая нагрузка по-разному воспринимается системами, выполненными на основе разных схем. Современные высокоэффективные рекуперативные системы охлаждения обеспечивают высокие значения КПД системы по охлаждению наддувочного воздуха,  $\eta_o$  [1], и этот коэффициент можно считать одним из основных показателей, характеризующих эффективную систему охлаждения современного двигателя. В то же время окончательная оценка системы делается с учетом ряда дополнительных показателей. Учитывается сложность схемы и ее отдельных элементов, номенклатура элементов системы, затраты энергии на прокачку теплоносителей, суммарная масса сердцевин всех теплообменников в системе  $M_{\Sigma}$  и некоторых других. При равных значениях  $\eta_o$ , одним из наиболее важных параметров, определяющих качество си-

<sup>©</sup> Ю. Л. Мошенцев, А. А. Гогоренко, 2017

стемы охлаждения, является величина суммы масс сердцевин всех теплообменников системы  $M_\Sigma^{}$ . С ростом  $\eta_{\it o}$  для систем с любыми схемами наблюдается возрастание  $M_{\Sigma}^{}$ .

Если построить зависимость  $M_{\Sigma} = f(\eta_o)$ , то она представит два важнейших параметра, используемых для оценки системы. Эта зависимость названа характеристикой системы [2]. Она удобна для правильного выбора при сопоставлении различных систем, а также для выбора рационального значения  $\eta_o$  для проектируемой системы. В нашем представлении высокоэффективная система должна иметь характеристику, проходящую ниже кривых характеристик менее эффективных систем. Тогда эффективная система будет иметь минимальные  $M_{\Sigma}$  при одинаковых

с прочими системами значениях  $\eta_o$ .

Чтобы создавать высокоэффективные системы охлаждения, при их формировании предлагается руководствоваться сформулированными ниже правилами. Выполнение этих правил не обязательно приведет к реализации одинаковых схем, но отличие в  $M_{\Sigma}$ , для правильно сформированных схем, будет минимальным. Для анализа причин уменьшения или увеличения  $M_{\Sigma}$  удобно использовать предложенный ниже критерий.

Итак, для обеспечения минимальных  $\rm M_{\Sigma}\,$  , при прочих равных условиях, рекомендуется выполнять следующее.

1. Охлаждение наддувочного воздуха в системе должно быть максимально возможным на номинальном режиме в летний период. Для этого теплоноситель внутреннего контура (TBK) перед охладителем наддувочного воздуха (OHB) должен быть максимально охлажден. Максимальное охлаждение возможно в том случае, если циркуляционный контур охладителя наддувочного воздуха будет включен в систему охлаждения так, чтобы местное переохлаждение TBK не сказалось на охлаждении самого двигателя.

2. Все теплообменники системы должны образовывать по ТВК последовательные цепочки, состоящие из звеньев: теплорассеиватель-теплоисточник.

3. Пары теплорассеиватель-теплоисточник должны прокачиваться оптимизированным расходом охлаждающей жидкости, который зависит от параметров обоих теплообменников. Оптимальный расход охлаждающей жидкости через такие пары в системе подбирается на основе тех же принципов, которые используются в замкнутой системе из двух теплообменников [6, 7].

 Каждый теплообменник в системе должен быть поставлен в условия максимально возможного температурного напора  $\Delta T_i$ . При этом следует учитывать и величину теплового потока через данный теплообменник  $Q_i$ , и энергоемкость теплоносителя, в который уходит тепловой поток  $W_{ix}$ .

Следствия из п. 4:

 а) низкотемпературные, отдельно выделенные контуры охлаждения будут неэффективными, система охлаждения должна иметь один циркуляционный контур по теплоносителю внутреннего контура;

б) теплообменники с низкими коэффициентами теплопередачи k будут хуже теплообменников, где k высокие при прочих равных условиях;

в) чем выше произведение kF(F - площадь теплопередающей поверхности) для теплообменника, тем выше его эффективность.

Достаточно полно, с записанных выше позиций, эффективность работы теплообменников в системе может быть охарактеризована безразмерным критерием И<sub>v</sub>:

$$M_{\rm x} = \frac{Q_i}{\Delta T_i W_{\rm ix}},$$

где  $Q_i$  — тепловой поток через теплообменник, Вт;

 $\Delta T_i$  – температурный напор между теплоносителями (средняя логарифмическая разница температур);

 $W_{ix}$  — энергоемкость холодного теплоносителя, Вт/К.

Критерий характеризует величину проходящего через теплообменник теплового потока в зависимости от температурного напора и энергоемкости холодного теплоносителя.

Преобразуя далее записанное выражение, получим цепочку:

$$\begin{split} \mathbf{M}_{\mathbf{x}} &= \frac{Q_i}{\Delta T_i W_{i\mathbf{x}}} = \frac{k_i F_i}{W_{i\mathbf{x}}} = \frac{k_{gi} \mathbf{M}_i}{W_{i\mathbf{x}}} = \\ &= \frac{k_i F_i}{W_{i\mathbf{x}}} \frac{W_{i\min}}{W_{i\min}} = N_i \frac{W_{i\min}}{W_{i\mathbf{x}}}, \end{split}$$

где  $F_i$  — площадь поверхности теплообмена, к которой отнесен коэффициент теплопередачи  $k_i$ , м<sup>2</sup>;

 $k_{gi}$  — коэффициент использования массы теплообменного элемента, кВт/(кг·K);

 $M_i$  — масса теплообменного элемента, кг;

 $W_{imin} = G_{min}C_{p}$  – минимальная энергоемкость (из двух) теплоносителей, Вт/К;

*G*<sub>min</sub> — минимальный расход теплоносителя через теплообменник, кг/с;

 $C_{\rm p}$  – теплоемкость теплоносителя с минимальным расходом, Дж/(кг·К);  $W_{ix}$  — энергоемкость холодного теплоносителя в теплообменнике, Вт/К;

 $N_i$  — так называемое число единиц переноса теплоты (*NTU* или критерий Банзена) для теплообменника [8].

Из записанной цепочки преобразований следует, что критерий  $U_x$  можно получать различными способами. Последнее выражение, записанное в цепи формул, удобно для расчетов, поскольку все входящие в него параметры обычно вычисляются в используемых методиках расчетов систем.

Для оценки системы в целом критерием  $U_{xci}$  на рассматриваемом режиме (при заданном  $t_s$ ) следует суммировать критерии  $U_x$  для всех теплообменников системы. Тогда получим:

$$\mathbf{M}_{\mathbf{x}\mathbf{c}i} = \sum_{1}^{m} \mathbf{M}_{\mathbf{x}i}$$

где *m* — полное число теплообменников системы.

При рассмотрении критериев системы на разных режимах работы (при разных *t*<sub>s</sub>) необходимо учитывать, что на разных режимах могут иметь место разные расходы теплоносителя, в который отводится тепло. В этом случае все значения критериев должны быть приведены к какому-либо одному из сравниваемых режимов (назовем его эталонным). В общем случае приведенные критерии для каждого из сравниваемых режимов И<sub>хпі</sub> можно определить следующим образом:

$$M_{\mathrm{xn}i} = M_{\mathrm{xc}i} \frac{W_{\mathrm{xc}}}{W_{\mathrm{xr}}}$$

где  $W_{\rm xc}$  — энергоемкость холодного теплоносителя для сравниваемого режима, Bt/K;

 $W_{\rm X3}$  — энергоемкость холодного теплоносителя для эталонного режима (для тепловозных систем — это энергоемкости потоков охлаждающего воздуха), Вт/К.

Если рассматриваются приведенные критерии, полученные для ряда сравниваемых систем, необходимо дополнительное приведение их значений к параметрам одной из сравниваемых систем (ее также можно назвать эталонной). Приведение должно выполняться при одинаковых  $t_s$  по формуле

$$\mathbf{M}_{\mathbf{x}\mathbf{c}i} = \mathbf{M}_{\mathbf{x}\mathbf{n}i} \frac{W_{\mathbf{x}\mathbf{c}\mathbf{c}}}{W_{\mathbf{x}\mathbf{p}\mathbf{c}}}$$

где  $И_{xci}$  — приведенные критерии для сравниваемых систем при одинаковых  $t_s$ ;

 $W_{\rm xcc}$  — энергоемкость холодного теплоносителя для сравниваемой системы, BT/K;  $W_{\rm xэc}$  энергоемкость холодного теплоносителя для эталонной системы,  ${\rm Br}/{\rm K}$ .

С увеличением суммарной массы всех сердцевин теплообменников в системе критерий И<sub>х</sub> возрастает и наоборот. Поэтому при проектировании и системы, и теплообменников следует стремиться к уменьшению численного значения критерия.

Рассмотрим три различные схемы системы охлаждения. Все они спроектированы для двигателя с основными параметрами, указанными в табл. 1. Их принципиальные тепловые схемы представлены на рис. 1–3.

**Таблица 1** – Основные параметры двигателя типа 12ЧН 18,5/21,

Обозначение	Наименование	Значение
<i>N</i> <sub>e</sub> , кВт	Мощность	2416
п, об/мин	Частота вращения коленчатого вала	1900
<i>P</i> <sub>к1</sub> , бар	Давление за компрессором (абс.)	5
$G_{\rm HB}$ , кг/с	Расход наддувочного воздуха	5,87
<i>Т</i> <sub>к</sub> , <sup>о</sup> С	Температура воздуха за компрессором	250
$T_{\rm M1}$ , °C	Температура масла за двигателем	96
$G_{\scriptscriptstyle W\!\Gamma}$ , кг/с	Расход воды через горячий контур	24,4
$G_{\rm wx}$ , кг/с	Расход воды через холодный контур	24,4
<i>G</i> <sub>м</sub> , кг/с	Расход масла	14
$Q_{\rm д}$ , кВт	Тепловой поток от цилиндров двигателя	403
$Q_{\rm m}$ , к $B$ т	Тепловой поток от масла	175

На рис. 1-3: 1 - надувочный компрессор; 2 - сердцевина ОНВ; 2г - сердцевина ОНВ, охлаждаемая в горячем контуре, 2х – сердцевина ОНВ, охлаждаемая в холодном контуре; 3 - водяной насос; 3г - водяной насос горячего контура, 3х – водяной насос холодного контура; 4 – воздушный ресивер двигателя; 5 – двигатель; 6 - масляный циркуляционный насос; 7 - терморегулятор; 8 – радиаторный блок Р1; 9 – радиаторный блок P2; 8г, 9х – радиаторные блоки горячего и холодного контуров; 10 - вентилятор; 11 - секция радиатора, выделенная для охлаждения воды, используемой в охладителе гидравлической жидкости; 12 - теплообменник для охлаждения гидравлической жидкости; 13 - охладитель масла (МО); 14 - перепуск от двигателя на всасывание в насос. Цифры с индексами даны для двухконтурной системы охлаждения типа ЕС12.

Сопротивления всех теплообменников по теплоносителям не должны превышать пределов, указанных в действующих стандартах.



Рис. 1. Схема системы охлаждения типа ЕС12



Рис. 2. Схема системы охлаждения типа 2Р1М12



Рис. 3. Принципиальная тепловая схема системы охлаждения типа 1РНМ12

Система типа ЕС12 имеет два отдельных циркуляционных контура - холодный и горячий. Соответственно в каждом контуре имеется свой циркуляционный насос. Теплота из обоих контуров отводится через радиаторы. В блоке 8 выделена одна секция для охлаждения гидравлической жилкости 11. Ралиаторы прокачиваются охлаждающим воздухом с помощью вентиляторов. Особенностью системы является то, что в ней используется два охладителя наддувочного воздуха (на каждый ряд двигателя), каждый с двумя отдельными сердцевинами. Первая по ходу наддувочного воздуха сердцевина охлаждается водой горячего контура, а вторая – холодного. Все теплообменники системы прокачиваются водой с расходами, равными производительности насосов.

Система типа 2P1M12 имеет один замкнутый циркуляционный контур. Соответственно в системе имеется один циркуляционный насос 3. Теплота в системе отводится через два радиаторных блока 8 и 9, которые прокачиваются охлаждающим воздухом с помощью вентиляторов. В блоке 8 выделена одна секция 11 для снижения температуры охлаждающей жидкости, поступающей затем в теплообменник 12 для охлаждения гидравлической жидкости. В системе два параллельно работающих ОНВ (каждый на отдельный ряд цилиндров двигателя), каждый с единственной сердцевиной.

Особенностью данной системы является местное переохлаждение охлаждающей жидкости перед ОНВ, что дает возможность получить необходимо низкую температуру воздуха в ресивере. Оптимальная работа системы происходит при сравнительно малых расходах охлаждающей жидкости через ОНВ 2 и радиатор 8 (почти на порядок меньше, чем через ОНВ в системе EC12). Оптимальный расход охлаждающей жидкости через радиатор 9 и МО также сравнительно мал, хотя больше, чем через ОНВ. Расходы охлаждающей жидкости через оба радиатора регулируются при настройке системы с помощью клапанов, установленных перед радиаторами. Низкие температуры охлаждающей жидкости перед ОНВ и МО не мешают получить необходимо высокую температуру охлаждающей жидкости перед двигателем за счет смешения потоков, идущих после всех теплообменников и потока охлаждающей жидкости через перепуск 14, который отводится после двигателя и не охлаждается. Особенности системы позволяют использовать эффект, установленный для замкнутых циркуляционных контуров [6, 7]. Эффект состоит в повышении эффективности системы за счет направленного регулирования расхода охлаждающей жидкости в замкнутом контуре. Направленное регулирование в системах сходного назначения ведет к существенному снижению расхода охлаждающей жидкости через цепи из последовательно соединенных теплорассеивателей (радиаторов) и теплоисточников (ОНВ и МО) по сравнению с привычными расходами в аналогичных обычных системах охлаждения. Использование эффекта обеспечивает достаточно высокую эффективность данной системы охлаждения для двигателей с высоким наддувом и глубоким охлаждением воздуха.

Регулирование температур охлаждаемых теплоносителей в системе при изменении нагрузки двигателя или при изменении температуры окружающего воздуха может выполняться с помощью терморегуляторов 7, а также раздельным регулированием расходов воздуха через радиаторы.

Система типа 1PHM12 также имеет один циркуляционный контур. Соответственно здесь имеется один циркуляционный насос 3. В отличие от предыдущей системы, в ней применен один радиаторный блок 8, в котором выделена одна секция 11 для снижения температуры охлаждающей жидкости, поступающей затем в теплообменник 12 для охлаждения гидравлической жидкости. Тепло из системы отводится в радиаторе за счет прокачки охлаждающим воздухом с помощью вентилятора 10.

После теплообменников 2, 12, 13 потоки охлаждающей жидкости смешиваются с охлаждающей жидкостью, поступающей после охлаждения двигателя через перепуск 14. В результате температура охлаждающей жидкости доводится до значения, необходимого для входа в двигатель. В данной системе ОНВ (и последовательно включенный с ним радиаторный блок) при оптимальной настройке системы прокачивается сравнительно малым расходом охлаждающей жидкости. Охлаждающая жидкость за радиатором охлаждается до минимально возможной температуры (переохлаждается). Аналогично регулируется цепь из МО и радиатора. В данной системе цепочки из радиатора и теплоисточников (прочих теплообменников) устроены иначе, чем в предыдущей. В то же время расходы через теплоисточники в данной системе могут быть отрегулированы до расчетных значений независимо друг от друга. Эти особенности, аналогично предыдущей системе, также позволяют использовать эффект, установленный для замкнутых циркуляционных контуров [6, 7] и проявляющийся в данной системе, несмотря на определенные отличия от циркуляционных контуров в указанных источниках. Это обеспечивает сравнительно высокую эффективность данной системы охлаждения для двигателей с высоким наддувом и глубоким охлаждением наддувочного воздуха. Регулирование температур охлаждаемых теплоносителей в системе выполняется аналогично предыдущей.

Системы 1PHM12 и 2P1M12 созданы с учетом всех приведенных рекомендаций, а при создании EC12 они не учитывались. На рис. 4 приведены характеристики сравниваемых систем.



охлаждения

Так, достаточно очевидно, что системы 1PHM12 и 2P1M12 имеют примерно равную эффективность, а система EC12 им значительно уступает. Можно говорить об общей эффективности систем или их эффективности для каждой отдельной температуры  $t_s$ . При этом нужно не забывать, что системы характеризуют не только основные показатели  $\eta_o$  и  $M_{\Sigma}$ , но и ряд дополнительных, о чем говорилось ранее. С этих пози-

ций для всех  $t_s$ , больших примерно 45 °C, не делая специального анализа, можно считать лучшей систему охлаждения типа 1PHM12. При 40 °C у системы 2P1M12 уже имеются существенные преимущества по  $M_{\Sigma}$ . Она может быть признана лучшей после тщательного анализа, если влияние ее дополнительных показателей будет достаточным для превалирования над 1PHM12. В табл. 2 приведены основные параметры сравниваемых систем, позволяющие выполнить их подробный анализ.

В последней строке табл. 2 дан приведенный критерий эффективности систем  $U_{xci}$ . При вычислении критерия за эталонную систему принималась 1PHM12. Как видно, критерий хорошо коррелирует со значением  $M_{\Sigma}$ для всех систем. На рис. 5 представлены критериальные характеристики сравниваемых систем.



Рис. 5. Критериальные характеристики сравниваемых систем

Габлица 2 — Основные па	араметры сравниваемых (	систем
-------------------------	-------------------------	--------

	EC12				2P1M12				1PHM12			
		EC	.12	1		21 1	IVI 12			111	11112	
$t_s, ^{\circ}\mathrm{C}$	40	45	50	60	40	45	50	60	40	45	50	60
ηο	0,973	0,950	0,928	0,882	0,973	0,950	0,928	0,882	0,973	0,950	0,928	0,882
$G_{\rm B}$ , кг/с	148	94	75	48	70	62	58	45	74	60	54	46
$G_{\rm WT}$ , кг/с	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4	24,4
$G_{wx}$ , кг/с	24,4	24,4	24,4	24,4	-	-	-	-	-	-	-	-
$G_{w2}$ , кг/с	-	-	-	-	1,3	1,4	1,6	1,8	1,4	1,8	2	2,2
<i>G</i> <sub>w1</sub> , кг/с	-	-	-	-	2,35	2,39	2,38	2,89	2,5	2,4	2,5	2,7
Z <sub>c</sub> , шт.	75	48	38	26	36	32	30	26	38	31	28	24
Z <sub>1,</sub> шт.	40	25	21	14	32	25	22	20	-	-	-	-
Z <sub>2</sub> , шт.	35	23	17	11	7	7	8	6	-	-	-	-
М <sub>нвг</sub> , кг	62,4	67,2	57,8	55,9	-	-	-	-	-	-	-	-
М <sub>нвх</sub> , кг	111,7	111,1	64,3	40,1	-	-	-	-	-	-	-	-
М <sub>нвΣ</sub> , кг	174,2	178,3	122,1	95,9	-	-	-	-	-	-	-	-
М <sub>нв</sub> , кг					176,9	133,0	108,0	90,9	251,2	222,5	156,5	52,7
М <sub>мо</sub> , кг	27,0	30,1	31,6	37,3	176,9	133,0	108,0	90,9	47,1	46,8	47,5	121,1
М <sub>р</sub> , кг	1837	1176	931	612	955	784	735	637	931	759	686	588
М <sub>Σ</sub> , кг	2063	1409	1109	746	1213	992	875	781	1277	1006	890	754
И <sub>хпі</sub>	12,38	7,86	6,52	4,32	5,01	4,96	5,08	5,01	9,97	7,25	6,01	4,44
И <sub>хсі</sub>	21,82	11,92	9,06	4,51	8,16	6,68	5,97	5,01	9,97	7,25	6,01	4,44

Как видно, рис. 5 позволяет сделать выводы, аналогичные полученным по рис. 4. Критерий можно рассматривать с учетом различных теплотехнических параметров, используемых для его образования в соответствии с записанной выше цепочкой выражений. Это дает возможность выполнять анализ причин, по которым рассматриваемая система имеет преимущества или недостатки.

#### Выводы и перспективы последующих работ

Выполнение сформулированных правил дает возможность создавать высокоэффективные системы охлаждения для двигателей с высоким наддувом и охлаждением наддувочного воздуха. Предложенный критерий эффективности систем позволяет объяснять достоинства или недостатки системы с позиций теплотехники.

Дальнейшая работа в данном направлении предполагает разработку и анализ эффективных схем систем охлаждения для новых двигателей.

#### Список литературы

 Мошенцев Ю. Л. Тенденции развития систем охлаждения двигателей современных магистральных тепловозов / Ю. Л. Мошенцев, А. А. Гогоренко // Международный информационно-технический журнал Локомотивинформ. – Харьков, 2011. – № 7. – С. 4–8.

- Система охлаждения для современных магистральных тепловозов / Ю. Л. Мошенцев, А. А. Гогоренко, Д. С. Минчев // Двигатели внутреннего сгорания. – Харьков : НТУ «ХПИ». – 2011. – № 2. – С. 90–94.
- Куликов Ю. А. Системы охлаждения силовых установок тепловозов / Ю. А. Куликов. – М.: Машиностроение, 1988. – 280 с.: ил.
- Тепловозы: Основы теории и конструкция : учеб. для техникумов / В. Д. Кузьмич, И. П. Бородулин, И. А. Пахомов и др. – М. : Транспорт, 1991. – 352 с.
- Автомобильные двигатели с турбонаддувом / Н. С. Ханин, Э. В. Аболтин, Б. Ф. Лямцев и др. – М. : Машиностроение, 1991. – 336 с.
- Eastwood J. C. Liquid-Coupled Indirect-Transfer Exchanger Application to the Diesel Engine / J. C. Eastwood // Transactions of the ASME. Пер. с англ. Т.101, №4, 1979. – С. 25-33.
- Nutt R. F. Cooling System Requirements for Advanced Diesel Engines [Text] / R. F. Nutt // SAE Technical Paper Series №820984, 1982. – 8 p.
- Кейс В. М. Компактные теплообменники / В. М. Кейс, А. Л. Лондон ; пер. с англ. ; под ред. Ю. В. Петровского. – М. : Энергия, 1967. – 224 с. : ил.

Поступила в редакцию 15.03.2017

# Мошенцев Ю.Л., Гогоренко О.А. Формування високоефективних систем охолодження двигунів внутрішнього згоряння

Запропоновано правила формування високоефективних систем охолодження для двигунів внутрішнього згоряння. Виділено критерій подібності, який характеризує ефективність застосування кожного теплообмінного апарату у системах охолодження і ефективність роботи системи в цілому. Розглянуто конкретні приклади формування таких систем.

**Ключові слова**: охолоджувач масла, охолоджувач наддувочного повітря, маловитратна система охолодження, температура повітря за охолоджувачем, ефективність системи по охолодженню наддувного повітря.

# Moshentsev U., Gogorenko A. Generating high efficiency cooling systems for internal combustion engines

The proposed rules in creating high efficiency cooling systems for internal combustion engines. The selected similarity criterion characterizing the efficiency of each heat exchanger in cooling systems and the efficiency of the system as a whole. The concrete examples of the formation of such systems.

*Key words*: oil cooler, charge air cooler, slow flow system, air temperature after cooler, system efficiency of cooling supercharging air.

УДК 621.431

### Канд. техн. наук Д. С. Минчев, канд. техн. наук А. В. Нагорный

Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАСЧЕТНОЙ СЕТКИ С ПЕРЕМЕННЫМ ШАГОМ ПО ВРЕМЕНИ ПРИ СИНТЕЗЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА ДВС

Рассмотрены вопросы использования расчетной сетки переменного шага по времени при моделировании рабочего цикла двигателей внутреннего сгорания в рамках квазистационарной математической модели. Существенное ускорение скорости расчетов может быть достигнуто путем использования местного сгущения расчетной сетки в определенном диапазоне углов поворота коленчатого вала на участках впрыска топлива, сгорания, свободного выпуска и перекрытия клапанов. Предложена методика выбора рациональной разбивки расчетной сетки по времени для получения наилучшего сочетания скорости и точности расчетов.

**Ключевые слова:** переменный шаг по времени, расчетная сетка, моделирование рабочего цикла, двигатель внутреннего сгорания.

#### Постановка проблемы

Синтез рабочего процесса двигателей внутреннего сгорания. выполняемый с помошью математического моделирования. применяется при решении подавляющего большинства задач. связанных с проектированием и доводкой двигателя и его систем. Развитые программные продукты, такие как KIVA, Ricardo VECTIS, AVL FIRE позволяют выполнять замкнутое моделирование рабочего процесса двигателя на основе решения трехмерных задач вычислительной газодинамики (CFD). Такой подход обеспечивает выполнение тонких исследований рабочих процессов в двигателях с учетом максимального числа влияющих факторов. Недостатками указанных программных пакетов являются высокие требования к вычислительной мощности компьютера, необходимость задания больших массивов исходных данных, длительность расчета (в ряде случаев измеряемая тысячами часов), сложность выполнения многопараметрических исследований, трудности при проверке адекватности моделирования. Как следствие, продолжается совершенствование более простых нульмерных (0D) и одномерных (1D) математических моделей, несомненным достоинством которых является высокая скорость расчетов. Такие математические модели в частности используются при проектировании микропроцессорных систем управления двигателем, в системах диагностики рабочего процесса и др. Следует отметить, что для решения подобных задач часто ставится условие быстрого времени расчета вплоть до моделирования «в реальном времени», что свидетельствует о безусловной актуальности мероприятий, направленных на повышение скорости расчетов [2].

#### Обзор существующих методов решения проблемы

В термодинамических математических моделях рабочего процесса, выполненных с использованием 3D подхода, выполняется численное интегрирование системы дифференциальных уравнений, описывающих состояние рабочего тела во взаимосвязанных открытых термодинамических системах (ОТС), на которые разбивается двигатель. Время выполнения расчетов лимитируется следующими факторами: 1) временем выполнения внутреннего цикла перебора по углу коленчатого вала; 2) временем выполнения внешнего цикла достижения идентичности начальных и конечных параметров рабочего тела во всех ОТС; 3) временем сведения параметров в системе газотурбинного наддува (определение частоты вращения турбокомпрессора и давления надувочного воздуха). Также значимым является вопрос выбора между расчетом рабочего процесса индивидуально для каждого рабочего цилиндра двигателя или использованием подхода «осредненного» цилиндра. В последнем случае скорость расчетов существенно возрастает. Необходимо отметить важность ускорения выполнения расчетов на внутреннем цикле, так как он многократно повторяется во внешних циклах подбора параметров. Скорость выполнения внутреннего цикла зависит от способа разбивки расчетной сетки по времени (углу поворота коленчатого вала, п.к.в.) и от выбранного численного метода. Чем меньше шаг расчета по времени, тем больше вычислительных операций необходимо выполнить во внутреннем цикле и тем выше требования к оперативной памяти ЭВМ, так как объем массивов данных, в которых заносятся параметры рабочего тела, пропорционален числу расчетных точек. Известно, что для всех численных методов наблюдается снижение точности расчета с увеличением расчетного шага. Простой метод Эйлера позволяет получить решение при минимуме вычислений, но его точность резко уменьшается с увеличением шага расчета. Более точные результаты обеспечивают различные вариации метода Рунге-Кутты, разностные методы решения интегральных систем уравнений [3]. Их реализация приводит к увеличению вычислительных операций по сравнению с простым методом Эйлера, в ряде случаев весьма заметному. Одним из очевидных способов увеличения скорости расчетов является использование неравномерной разбивки расчетной сетки по углу п.к.в. [1, 4, 5]. В этом случае некоторые участки рабочего процесса, такие как впрыск и сгорание топлива, газообмен во время перекрытия клапанов, могут рассчитываться с более мелким шагом по времени. Таким образом, достигается уменьшение количества расчетных точек и, соответственно, размеров массивов данных и объемы производимых вычислений. В то же время неравномерная разбивка расчетной сетки по углу поворота коленчатого вала может приводить к дополнительным погрешностям расчета, что требует проведения дополнительных исследований.

**Цель работы.** Изучение влияния способа разбивки расчетной сетки по углу поворота коленчатого вала на точность и скорость синтеза рабочего процесса двигателей внутреннего сгорания, получение рекомендаций о рациональном способе разбивки расчетной сетки.

#### Основная часть

Определение погрешности численного интегрирования при синтезе рабочего процесса ДВС затрудняется тем. что отсутствует точное решение задачи. Поэтому используются так называемые тестовые залачи. в частности залача об алиабатном сжатии илеального газа в поршневом компрессоре. Так на рис. 1. приведены относительные погрешности расчета давления конца процесса сжатия в поршневом компрессоре с диаметром цилиндра D = 12 см, ходом поршня S = 12 см и степенью сжатия є = 16,5. Рабочее тело – идеальный газ с постоянной теплоемкостью, показателем адиабаты k = 1, 4, молярной массой  $\mu = 29$  г/моль. Как видно, простой метод Эйлера характеризуется очень быстрым возрастанием погрешности с увеличением расчетного шага, что делает его малоприемлемым для практических расчетов. При этом для всех численных методов соблюдается зависимость - чем меньше шаг расчета, тем выше точность. Из рассмотренных методов наилучшие результаты демонстрирует неявный метод Рунге-Кутты второго порядка, или метод предиктор-корректор, который в отличие от явного метода Рунге-Кутты 4-го порядка требует в два раза меньше вычислений при более высокой точности [7].



Рис. 1. Погрешности численных методов при решении тестовой задачи адиабатного сжатия воздуха: —О— простой метод Эйлера, —□— метод Рунге-Кутты четвертого порядка, —◊— неявный метод Рунге-Кутты второго порядка: *a* – абсолютная шкала; *б* – логарифмическая шкала, модули погрешностей

Имплементация неявного метода Рунге-Кутты второго порядка к развернутой математической модели требует существенной ревизии алгоритмов расчета. Необходимо выделить набор уточняемых на шаге «корректор» параметров (более десятка), значение которых в зависимости от стадии расчетного метода равно либо текущему значению для данного временного слоя, либо полусумме текущего значения и значения для следующего временного слоя, полученного на шаге «предиктор». Отсутствие жесткой связи между шагом расчета *i* и углом поворота коленчатого

вала  $\phi^i$  требует введения соответствующих мас-

сивов и предварительного определения координаты і для ряда характерных значений углов п.к.в., таких как фазы газораспределения, моменты начала и окончания подачи топлива. сгорания и т. п. Однако наибольшие трудности вызывает совмещение расчетных сеток для различных ОТС. В частности типичной задачей является определение параметров в ОТС «Ресивер» и ОТС «Выпускной коллектор», объединяющих несколько цилиндров. Вследствие смещения работы цилиндров на угол заклинки кривошипов коленчатого вала, текущий шаг расчета для каждого из цилиндров будет различным, что делает невозможным их стыковку с ОТС, которая одновременно взаимодействует с несколькими цилиндрами. Применительно к случаю, когда отдельно моделируется рабочий процесс в каждом цилиндре, данное обстоятельство потребует дополнительного vплотнения расчетной сетки для ОТС «Ресивер» и ОТС «Выпускной коллектор» на соответствующих участках, что при достаточно большом количестве цилиндров (4 и более) приводит к сплошному мелкому шагу расчета для данных ОТС. Тем не менее, затруднения при стыковке останутся, так как в общем случае эти шаги могут быть различными. Для преодоления этих трудностей используются специальные алгоритмы, изложенные в [7].

Увеличение расчетного шага по углу п.к.в. позволит существенно сократить количество вычислений и повысить скорость расчетов. Компенсация возможного снижения точности результатов достигается применением эффективного численного метода и местного сгущения расчетной сетки на тех участках рабочего процесса, где это необходимо. Такими участками логично назначить процессы впрыска топлива, смесеобразования и сгорания, а также процессы газообмена в период перекрытия клапанов.

На рис. 2, 3 и в таблице 1 представлены результаты численного синтеза рабочего процесса дизельного двигателя типа 8ЧН 12/12 при одинаковых исходных данных, неизменной настройке математической модели и различном способе разбивки расчетной сетки по углу п.к.в. Исследовался стационарный режим работы двигателя при частоте вращения коленчатого вала n = 1599 мин<sup>-1</sup> и цикловой подаче топлива  $q_f = 0,042$  г.



**Рис. 2.** Зависимость среднего времени вычисления одной внутренней итерации от числа узлов расчетной сетки по времени

Были использованы следующие варианты разбивки расчетной сетки: с постоянным шагом  $\Delta \phi_{\text{base}} = 0,1, 0,2, 0,5, 1,0, 2,0$  град. п.к.в., и с местным сгущением расчетной сетки на участках впрыска-испарения-сгорания топлива и на участке перекрытия клапанов  $\Delta \phi_{\text{overlap}} \ \Delta \phi_{\text{comb}} = 0,1$ ,

0,2,0,5,1,0.

В качестве эталонных результатов приняты результаты синтеза рабочего процесса при постоянном шаге расчетной сетки  $\Delta \phi_{\text{base}} = 0,1$  град п.к.в. Для настройки математической модели широко использованы экспериментальные данные по исследуемому двигателю типа 8ЧН 12/12, полученные в лаборатории ДВС НУК [6].

Расчеты выполнялись удаленно. Сервер, на котором размещается расчетное ядро программы, имеет следующие характеристики: процессор Intel Core i5, 3000 GHz, оперативная память 8GB DDR3 867GHz.

Из рис. 2 видно, что зависимость среднего времени выполнения одной внутренней итерации линейно зависит от числа расчетных точек на временной сетке  $N_{nodes}$ . При этом суммарное число итераций мало зависит от способа разбивки расчетной сетки. С увеличением шага разбивки

сетки  $\Delta \phi_{\text{base}}$  возрастает отклонение значений

контролируемых параметров от эталонных, при этом применение местного сгущения позволяет существенно уменьшить это отклонение. В качестве контролируемых параметров выбраны: коэффициент избытка воздуха  $\alpha$ , степень повышения давления воздуха в компрессоре турбокомпрессора  $\Pi_{compr}$ , максимальные давление  $p_{max}$ и температура  $t_{max}$  в цилиндре, температура отходящих газов перед турбиной  $t_t$ , механический и индикаторный к.п.д. двигателя  $\eta_m$ , и  $\eta_i$  соответственно, суммарный к.п.д. турбокомпрессора  $\eta_{TC}$ и удельный эффективный расход топлива  $g_e$ . линдре в момент закрытия впускных клапанов, определяемое по результатам расчета газообмена;

2) изменение параметров рабочего тела в цилиндре во время процесса сгорания, определяемое по результатам расчета характеристик тепловыделения (используется метод Разлейцева Н. Ф.);

3) погрешность численного интегрирования;

4) величина средней частоты вращения ротора турбокомпрессора, при которой обеспечивается баланс мощностей турбины и компрессора.

Выделим следующие ключевые моменты, оказывающие влияние на значение контролируемых параметров:

1) итоговое количество свежего заряда в ци-

**Таблица 1** — Сводная таблица результатов численного синтеза рабочего процесса двигателя типа 8ЧН 12/12,  $n = 1599 \text{ мин}^{-1}$ ,  $q_f = 0.042 \text{ г}$ 

Парам.	Ед. изм.	Значение													
$\Delta\phi_{base}$	° п.к.в.	0,1	0,2	0,5	0,5	0,5	1	1	1	1	2	2	2	2	2
$\Delta\phi_{overlap}$	° п.к.в.	0,1	0,2	0,1	0,2	0,5	0,1	0,2	0,5	1	0,1	0,2	0,5	1	2
$\Delta\phi_{comb}$	° п.к.в.	0,1	0,2	0,1	0,2	0,5	0,1	0,2	0,5	1	0,1	0,2	0,5	1	2
N <sub>nodes</sub>	-	7200	3600	2220	1732	1440	1612	1117	820	720	1311	811	511	411	360
$\delta \rho_{cyl}$	%	0,007	0,015	0,004	0,016	0,014	0,027	0,006	0,005	0,040	0,019	0,009	0,009	0,013	0,006
δρ <sub>res</sub>	%	0,012	0,014	0,005	0,008	0,013	0,033	0,005	0,005	0,038	0,043	0,009	0,028	0,038	0,005
$\delta \rho_{exh}$	%	0,005	0,014	0,004	0,015	0,012	0,009	0,005	0,002	0,034	0,027	0,008	0,010	0,013	0,016
$\delta P_{TC}$	%	0,015	0,033	0,027	-0,010	0,044	0,035	-0,044	-0,005	-0,030	0,008	-0,015	-0,022	-0,035	-0,036
$\delta \Pi_{cmpr}$	%	0,034	0,039	0,040	0,044	0,045	0,026	0,044	0,011	0,034	0,046	0,047	0,044	0,022	0,040
N <sub>it</sub>	-	293	311	360	307	323	281	308	320	391	212	267	297	365	349
$ au_{\Sigma}$	с	292,04	146,81	125,072	79,887	67,794	78,373	57,261	48,646	55,38	51,713	42,749	34,873	37,231	32,71
$\tau_{it}$	c	0,997	0,472	0,347	0,260	0,210	0,279	0,186	0,152	0,142	0,244	0,160	0,117	0,102	0,094
$\Pi_{cmpr}$	-	1,5700	1,5721	1,5703	1,5726	1,5748	1,5676	1,5724	1,5747	1,5864	1,5625	1,5695	1,5758	1,5849	1,6007
α	-	3,306	3,310	3,305	3,306	3,310	3,298	3,300	3,302	3,325	3,286	3,281	3,287	3,314	3,336
η	%	45,49	45,45	45,46	45,43	45,62	45,44	45,40	45,60	45,36	45,30	45,29	45,48	45,32	45,50
$\eta_m$	%	64,82	64,77	64,82	64,77	64,87	64,82	64,80	64,91	64,61	64,72	64,80	64,92	64,61	64,45
$b_b$	г/(кВт·ч)	284,0	284,4	284,1	284,5	282,9	284,3	284,6	282,9	285,7	285,6	285,2	283,6	285,9	285,5
$P_b$	кВт	56,80	56,72	56,77	56,69	57,02	56,74	56,68	57,02	56,46	56,48	56,55	56,88	56,42	56,50
$p_{max}$	кПа	6676,2	6663,7	6678,4	6662,6	6612,3	6670,5	6656,9	6603,0	6492,6	6659,4	6614,4	6562,8	6493,8	6485,1
t <sub>max</sub>	°C	1056,2	1052,0	1056,3	1052,5	1051,3	1057,3	1053,4	1052,7	1030,6	1059,1	1056,9	1055,1	1032,5	1009,5
$t_t$	°C	430,1	429,2	430,4	429,7	425,3	431,0	430,3	426,2	422,5	432,4	432,2	427,8	422,9	411,6
$\eta_{cmpr.ad}$	%	67,63	67,60	67,64	67,60	67,57	67,44	67,63	67,59	67,42	66,81	67,39	67,62	67,45	67,39
$\eta_{e.t}$	%	53,30	53,30	53,31	53,30	53,25	53,28	53,31	53,27	53,20	53,22	53,24	53,24	53,17	52,92
$\eta_{tc}$	%	36,05	36,03	36,06	36,03	35,98	35,93	36,05	36,01	35,87	35,56	35,88	36,00	35,86	35,67
$\delta_{\Sigma}$	%	0,00	0,34	0,12	0,33	1,55	0,39	0,44	1,50	3,39	1,24	1,45	1,88	3,32	5,30

Для общей оценки отклонения результатов расчета при применении иных способов разбивки расчетной сетки предлагается использовать стандартное отклонение значений контролируемых параметров от эталонных:

$$\delta_{\Sigma} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N} \left(x_{i} - x_{i}^{3}\right)^{2}}{N}},$$

где N — число контролируемых параметров,  $x_i$ ,  $x_i^3$  — значение *i*-го контролируемого параметра для данного способа разбивки расчетной сетки и эталонного соответственно.

На рис. 4 представлены графические зависимости, на основании обработки которых можно делать обоснованный выбор способа разбивки расчетной сетки.

Окончательный выбор рационального способа разбивки расчетной сетки должен выполняться с учетом анализа расчетных диаграмм протекания рабочего процесса.

На рис. 5 показано совмещение диаграмм впрыска топлива  $d\sigma/d\phi$ , скорости тепловыделения  $dx/d\phi$  и давления в цилиндре *p* при различном постоянном шаге разбивки расчетной сетки  $\Delta\phi_{\text{base}}$ .



Рис. 3. Влияние способа разбивки расчетной сетки по углу п.к.в. на стандартное отклонение контрольных параметров и суммарное время выполнения расчета



**Рис. 4.** Зависимость стандартного отклонения контролируемых параметров от числа узлов расчетной сетки и его связь со значением среднего времени одной итерации


Рис. 5. Влияние шага разбивки расчетной сетки на моделирование процесса сгорания: ---- ∆ф<sub>base</sub> = 0,1 ° п.к.в., - - - = 0,5 ° п.к.в., = 2 ° п.к.в.

Как видно, при увеличении расчетного шага наблюдается существенная деформация синтезируемой индикаторной диаграммы на участке процесса сгорания, которая в первую очередь обусловлена изменением формы расчетных характеристик тепловыделения. Так, при шаге расчета

 $\Delta \phi_{base} = 2$ ° п.к.в. на характеристике тепловыделения отсутствует первый пик тепловыделения кинетической фазы сгорания и эффект ослабления интенсивности сгорания, вследствие взаимодействия факелов со стенками камеры сгорания. Искажение расчетных характеристик тепловыделения, помимо прочего, также связано с более грубым описанием характеристик впрыска топлива при крупном шаге расчета.

Применение местного сгущения расчетной сетки позволяет добиться практически полного

совпадения расчетных характеристик тепловыделения с характеристиками, полученными для сплошного шага расчета.

Подводя итог, для рассматриваемого случая рациональным следует признать выбор следующих расчетных шагов:  $\Delta \phi_{\text{base}} = 1$  ° п.к.в.,  $\Delta \phi_{\text{comb}} = 0,1$  ° п.к.в.,  $\Delta \phi_{\text{overlap}} = 0,2$  ° п.к.в. При этом будет обеспечена высокая точность расчетов, сопоставимая с таковой для расчета с использованием сетки постоянного шага  $\Delta \phi_{\text{base}} = 0,1$  ° п.к.в., при повышении скорости выполнения расчетов практически в 5 раз (число узлов расчетной сетки снижается с 7200 до 1292). Безусловно, указанные рекомендации не яв-

ьезусловно, указанные рекомендации не являются универсальными. В частности при расчете процесса сгорания по методу Вибе для двигателей с искровым зажиганием шаг сгущения расчетной сетки можно без ущерба для точности расчета увеличить до  $\Delta \phi_{comb} = 0,5$ ° п.к.в. В то же время для двигателей с большим значением перекрытия клапанов может потребоваться умень-

шение шага сгущения расчетной сетки  $\Delta \phi_{overlap}$ .

### Выводы и перспективы дальнейших исследований

Использование расчетной сетки с переменным шагом по углу п.к.в. совместно с эффективными численными методами интегрирования систем дифференциальных уравнений, описывающих протекание рабочего процесса в цилиндре ДВС и его газовоздушном тракте, позволяет существенно сократить время расчета при минимальных потерях в точности. В сочетании с гипотезой об осредненном цилиндре такой подход позволяет обеспечить максимально высокую скорость расчетов, что необходимо при создании онлайн приложений и для обеспечения моделирования процессов в реальном времени. Для получения наилучших результатов при моделировании рабочего процесса дизельного двигателя со свободным газотурбинным наддувом и однофазном впрыске топлива можно рекомендовать следующие рас-

четные шаги:  $\Delta \phi_{\text{base}} = 1 \circ \pi. \text{к.в.}, \ \Delta \phi_{\text{comb}} = 0,1 \circ$ 

п.к.в.,  $\Delta \phi_{\text{overlap}} = 0,2 \circ \text{п.к.в.}$ 

#### Список литературы

- Development and validation of a "crank-angle" model of an automotive turbocharged Engine for HiL Applications / P. Casoli, A. Gambarotta, N. Pompini and etc. // Published by Elsevier ltd. – Energy Procedia 45(2014). – P. 839–848.
- Chan KinYip.Comparison of Engine Simulation Software for Development of Control System / KinYip Chan, A. Ordys, K. Volkov, O. Duran// Hindawi Publishing Corporation Modelling and Simulation in Engineering. – Vol. 2013, Article ID 401643 – 21 p.
- Кулешов А. С. Развитие методов расчета и оптимизации рабочих процессов ДВС : дисс. д.т.н. / А. С. Кулешов. – М., МГТУ, 2011. – 235 с.
- Крушедольський О. Г. Моделювання робочих процесів транспортних дизелів на експлуатаційних режимах / О. Г. Крушедольський – Х.: УкрДАЗДТ, 2007. – 217 с
- Турбонаддув высокооборотных дизелей / А.Э.Симсон, В.Н.Каминский, Ю.Б.Моргулис и др. – М.: Машиностроение, 1976. – 288 с.
- Нагорный А. В. Повышение эффективности форсированных высокооборотных дизельных двигателей использованием систем управляемого двухступенчатого наддува : дисс. к.т.н. / А. В. Нагорный. – Николаев, НУК, 2014. – 247 с.
- Минчев Д. С. Выбор численного метода для синтеза рабочего процесса ДВС / Д. С. Минчев, А. В. Нагорный // Сучасний стан та проблеми двигунобудування. Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції – Миколаїв: НУК, 2016 – 5 с.

Поступила в редакцию 11.05.2017

# Мінчев Д. С., Нагірний А. В. Використання розрахункової сітки змінного кроку за часом для синтезу робочого процесу ДВЗ

Розглянуті питання використання розрахункової сітки змінного кроку за часом при моделюванні робочого циклу двигунів внутрішнього згоряння в рамках квазістаціонарної математичної моделі. Значне прискорення швидкості розрахунку може бути досягнуте використанням місцевого ущільнення розрахункової сітки в певному діапазоні кутів повороту колінчастого валу на ділянках вприскування палива, згоряння, вільного випуску та перекриття клапанів. Запропоновано методику вибору раціональної розбивки розрахункової сітки за часом для отримання найкращого поєднання швидкості та точності розрахунків.

**Ключові слова:** змінний крок за часом, розрахункова сітка, моделювання робочого циклу, двигун внутрішнього згоряння.

### Minchev D., Nahirnyi A. Application of the computational mesh with variable time step for ICE operating cycle synthesis

Application of the variable time step computational mesh for 0-D internal combustion engine operating cycle synthesis is considered. The significant acceleration of the computational speed is achieved by using local deep resolution mesh at the ranges of crank angle degrees for fuelinjection, combustion processes and for gas exchange processes (free exhaust and overlapping phase) as it is shown. The approach for choosing the reasonable distribution of the computational mesh resolution over entire operating cycle is also presented.

*Key words:* variable time step, computational mesh, operating cycle simulation, internal combustion engine.

# УДК 621.793.7: 533.924

## Е. А. Зеленина<sup>1</sup>, д-р физ.-мат. наук С. В. Лоскутов<sup>1</sup>, д-р техн. наук А. В. Ершов<sup>1</sup>, С. Н. Мацюк<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Запорожский национальный технический университет, <sup>2</sup>АО «Мотор Сич» г. Запорожье

# НАПРЯЖЕНИЕ И ДЕФОРМАЦИЯ ПЛАЗМЕННОГО ПОКРЫТИЯ ПРИ ИЗГИБЕ ПОДЛОЖКИ

Исследованы механические характеристики порошкового плазменного покрытия на поверхности подложки при испытании на изгиб в области упругопластических деформаций. Разработана методика определения зависимостей модуля упругости и напряжения в процессе деформации. Обнаружено положение максимума напряжения на диаграмме растяжения, которое связано с образованием микротрещины и потерей несущей способности покрытия.

**Ключевые слова:** плазменное покрытие, модуль упругости, механическое напряжение, относительная деформация, нейтральная ось, момент инерции.

### Введение

Плазменные покрытия используются для восстановления и упрочнения деталей машин, ресурс и надежность которых зависит от износостойкости и прочности поверхностного слоя. Установлено, что прочность плазменных покрытий, наносимых в воздушной атмосфере, в несколько раз ниже прочности компактного материала подложки [1–3]. Поэтому вопрос повышения прочности плазменных покрытий и разработка методов измерения механических характеристик покрытий является актуальной проблемой.

Основными причинами снижения прочности покрытий являются значительная пористость, наличие оксидов, деформация покрытия и подложки в процессе сборки и эксплуатации деталей, а также возникновение остаточных напряжений при перегреве поверхности в процессе плазменного напыления [4–5]. Поскольку в покрытии обычно возникают растягивающие остаточные термонапряжения, то значительный интерес для оценки работоспособности представляет не только прочность сцепления с подложкой, а и модуль упругости и когезионная прочность, а также характер их изменения в процессе деформации.

Методы измерения механических свойств покрытия на подложке при испытании на растяжение-сжатие, а также и на изгиб, применяются в области упругих деформации [6—7]. Однако, их применение при неупругих деформациях, для определения разрушающего напряжения, при существенном отличии свойств покрытия и подложки, требует улучшения методики расчета физико-механических характеристик покрытия.

Целью работы является разработка методики и определение деформационных и прочностных

свойств покрытия на основании измерений характеристик упругой и неупругой деформации изгиба напыленного образца и подложки.

## Методика эксперимента

Выполнялись испытания на изгиб по консольной схеме, рис. 1, при измерении перемещения свободного конца образца под действием силы *P*. Величина перемещения *y* определяется формулой [8]:

$$y = \frac{PL^3}{3EI},\tag{1}$$

где L — длина образца, EI — жесткость поперечного сечения, E — модуль упругости, I — момент инерции поперечного сечения.

Если образец состоит из разнородных материалов, например, подложки и покрытия, то общая жесткость сечения равна сумме жесткостей составляющих частей:

$$EI = E_1 I_1 + E_2 I_2 , \qquad (2)$$

где индексы «1» и «2» относятся к подложке и покрытию, соответственно.



Рис. 1. Схема испытания образца при изгибе

© Е. А. Зеленина, С. В. Лоскутов, А. В. Ершов, С. Н. Мацюк, 2017

Поперечное сечение образца представляет собой прямоугольник, соединенный из двух прямоугольников с площадями  $S_1$  и  $S_2$ , с высотами  $h_1$  и  $h_2$ . Для определения положения нейтральной оси составим уравнения равновесия статических моментов сечения, рис. 2:

$$bh_2 E_2 x_2 = bh_1 E_1 x_1, (3)$$

где b — ширина поперечного сечения,  $E_1$  и  $E_2$  — модули упругости подложки и покрытия,  $x_1$  и  $x_2$  — расстояния от центров сечений до нейтральной оси, рис. 2.

Для определения положения нейтральной оси относительно центра подложки определим связь между  $x_1$  и  $x_2$  в соответствии с рис. 2:





Рис. 2. Положение центров сечений подложки  $x_1$  покрытия  $x_2$  относительно нейтральной оси в поперечном сечении образца. 1 – подложка; 2 – покрытие;  $x_1, x_2$  – расстояния от нейтральной оси до центров сечений подложки и покрытия

Подставив (4) в (3) находим  $x_1$ :

$$x_1 = \frac{E_2 h_2 (h_1 + h_2)}{2(E_1 h_1 + E_2 h_2)},$$
(5)

Момент инерции составных частей сечения относительно нейтральной оси определяется по теореме Штейнера:

$$I_1 = I_{10} + S_1 x_1^2, \ I_2 = I_{20} + S_2 x_2^2, \tag{6}$$

где  $I_{10}$  и  $I_{20}$  — моменты инерции подложки и покрытия относительно центра сечений, например:

$$I_{10} = \frac{bh_1^3}{12}, \quad I_{20} = \frac{bh_2^3}{12}; \tag{7}$$

*S*<sub>1</sub> и *S*<sub>2</sub> – площади поперечных сечений подложки и покрытия.

Модуль упругости покрытия определится из (2):

$$E_{2} = \frac{EI - E_{1}I_{1}}{I_{2}}.$$
 (8)

Величина жесткости сечения образца *EI* находится из формулы (1) при измерении перемещения *у* под действием силы *P*. В качестве подложки использовались образцы из холоднокатаной стали Ст3 шириной b = 12,3 мм, толщиной  $h_1 = 1,5$  мм, на которые наносилось покрытие толщиной  $h_2 = 0,6$  мм. Расчет положений нейтральных осей  $x_1$  и  $x_2$  и моментов инерции сечения  $I_1$  и  $I_2$  для  $E_2/E_1 = 0,2$ ; 0,3 приведен в табл.1.

Целью экспериментов было измерение перемещений стержня под действием изгибающей силы, рис. 1. Для измерения перемещений использовался часовой индикатор с ценой деления 0,01 мм. Величина изгибающей силы определялась подбором грузов.

Результаты измерений перемещений образца с покрытием при изгибе и расчеты характеристик деформации для случаев растяжения и сжатия слоя покрытия приведены в табл. 2 и 3. Величина жесткости стержня, определенная по результатам измерений с использованием формулы (1), приведена в табл. 2 и 3. Модуль упругости покрытия определялся по формуле (8). Предварительно выполнялись измерения изгибной жесткости подложки без покрытия относительно центра тяжести сечения в зависимости от перемещения образца под действием поперечной силы. Затем с помощью данных табл.1 определялась жесткость сечения относительно нейтральной оси  $E_1 I_1$  В первом приближении предполагалось, что  $E_2/E_1 = 0,3$ . Результаты испытания образцов на растяжение и сжатие порошкового плазменного покрытия ПРНХ15СР2 и определение модуля упругости приведены в табл. 2 и 3.

Относительная деформация при изгибе покрытия в точке защемления образца зависит от отношения момента силы к изгибной жесткости поперечного сечения [8]:

$$\varepsilon = \frac{PL \cdot Y}{FI},\tag{9}$$

где *У*- наибольшее расстояние точек покрытия от нейтральной оси поперечного сечения.

Таблица 1 – Расчет геометрических характеристик составного сечения образца

$E_2/E_1$	<i>х</i> <sub>1</sub> ,мм	<i>х</i> <sub>2</sub> ,мм	I <sub>10</sub> , мм <sup>4</sup>	$S_1$ ,мм <sup>2</sup>	$I_{1}$ ,мм <sup>4</sup>	I <sub>20</sub> , мм <sup>3</sup>	$S_{2}, \text{MM}^{2}$	<i>I</i> <sub>2</sub> ,мм <sup>4</sup>
0,2	- 0,075	0,975	3,46	18,4	3,56	0,221	7,38	7,24
0,3	- 0,113	0,937	3,46	18,4	3,69	0,221	7,38	6,70

Р, Н	<i>у</i> , 10 <sup>-3</sup> м	EI,10 <sup>-1</sup> Н · м <sup>2</sup>	$E_1 I_1, 10^{-1}$ H · m <sup>2</sup>	$E_2 I_2, 10^{-1}$ Н · м <sup>2</sup>	<i>E</i> <sub>2</sub> , 10 <sup>4</sup> МПа	ε, 10 <sup>-4</sup>	σ MΠa
5,85	0,18	9,87	6,71	3,16	4,99	3,30	16,5
11,25	0,36	9,49	6,24	3,25	5,13	6,61	33,9
16,87	0,53	9,63	6,10	3,53	5,57	9,73	54,2
22,22	0,72	9,37	5,90	3,47	5,48	13,2	72,3
27,63	0,92	9,11	5,70	3,41	5,38	16,9	90,9
33,47	1,167	8,78	5,35	3,43	5,41	21,3	115
38,73	1,49	7,89	4,83	3,06	4,83	27,3	131
44,17	2,00	6,71	4,640	2,07	3,27	36,7	119
49,47	2,54	5,90	4,53	1,37	2,16	46,6	100

**Таблица 2** — Результаты испытания образца и расчет характеристик изгиба при деформации растяжения образца плазменного покрытия ПРНХ15СР2 длиной 45 мм

**Таблица 3** — Результаты испытания образца и расчет характеристик изгиба при деформации сжатия образца плазменного покрытия ПРНХ15СР2 длиной 45 мм

РН	v 10 <sup>-3</sup> м	$EI 10^{-1}$	$E_1 I_1 10^{-1}$	$E_2 I_2, 10^{-1}$	$E_2 \ 10^4$	ε 10 <sup>-4</sup>	σ
1,11	y 10 m	H·м²	H · м²	Н · м²	МПа	010	МПа
5,85	0,17	10,45	6,71	3,74	5,90	3,11	18,3
11,25	0,33	10,35	6,37	3,98	6,28	6,04	37,9
22,22	0,75	8,99	5,80	3,19	5,04	13,7	69,0
33,47	1,13	8,68	5,35	3,33	5,26	21,4	112
44,17	1,55	8,65	4,75	3,90	6,16	28,4	175
55,0	1,98	8,43	4,61	3,82	6,04	36,3	219
66,29	2,42	8,32	4,57	3,75	5,93	44,3	262
77,32	2,82	8,33	4,08	4,25	6,71	51,7	347
88,81	3,26	8,27	3,77	4,50	7,11	59,7	424
100,6	3,82	7,99	3,48	4,51	7,13	70,0	499

Совместное решение (1) и (9) дает зависимость относительной деформации от прогиба стержня:

$$\varepsilon = \frac{3V}{L^2} y \,. \tag{10}$$

Нормальное напряжение в покрытии определялось по закону Гука:

$$\sigma_2 = E_2 \varepsilon. \tag{11}$$

Результаты расчета относительной деформации и напряжения при растяжении и сжатии покрытия приведены в табл. 2 и 3. Графический вид диаграммы растяжения-сжатия на рис.3 показывает, что несущая нагрузка и деформация покрытия при сжатии в несколько раз больше, чем при растяжении.

#### Анализ полученных результатов

Испытания образцов плазменного покрытия ПРНХ15СР2 показали, что модули упругости при деформации растяжения и сжатия меньше 0,2% составляют (5–6)·10<sup>4</sup> МПа, что примерно в 3 раза меньше соответствующей величины для компактного материала. Диаграммы напряжений при растяжении и сжатии совпадают при относительной деформации меньше 0,2%. При дальнейшем растяжении происходит монотонное снижение модуля упругости и достижение максимума напряжения 131 МПа при относительной деформации 0,27%, а затем следует спад нагрузки, что связано с потерей несущей способности материала. При относительной деформации 0,46% происходит полный разрыв покрытия с образование видимой трещины.

При сжатии покрытия получено наибольшее напряжение 499 МПа при относительной дефор-

мации 0,7%, однако, максимум напряжения и разрушение покрытия не были достигнуты, поскольку прочность покрытия при сжатии превосходила несущая способность подложки в области упругопластической деформации. Замечено повышение модуля упругости примерно на 30%,что связано с уплотнением покрытия при сжатии. Измеренные напряжения и деформации в покрытии позволяют оценить допускаемую нагрузку и деформацию восстановленных поверхностей деталей при сборке и в процессе эксплуатации.



Рис. 3. Зависимость напряжений растяжения и сжатия от относительной деформации на поверхности покрытия: 1 – растяжение; 2 – сжатие

## Выводы

1. Показано, что диаграммы напряжений и модули упругости покрытия при растяжении и сжатии совпадают при относительной деформации меньше 0,2%. При дальнейшем растяжении обнаружено уменьшение модуля упругости и появление максимума напряжения 131 МПа, при относительной деформации 0,27%.

2. Обнаружено, что в процессе сжатия покрытия модуль упругости возрастает примерно на 30%. При этом напряжение в покрытии достигает 499 МПа при относительной деформации 0,7% без признаков разрушения материала.

## Список литературы

- Нанесення покриття / [В. М. Корж, В. Д. Кузнецов, Ю. С. Борисов, К. А. Ющенко] // К. : Аристей, 2005. – 204 с.
- Кудинов В. В. Нанесение покрытий напылением. Теория, технология и оборудование / В. В. Кудинов, Г. В. Бобров // М. : Металлургия, 1992. – 432 с.
- Балдаев Л. Х. Современные тенденции получения газотермических покрытий [Текст] / Л. Х. Балдаев, В. И. Калита // Технология металлов. 2003. № 2. С. 17–20.
- Шмаков А. Н. Проблемы порошкового материаловедения. Часть VI. Плазменно- лазерные покрытия / [А. Н. Шмаков, В. Н. Анциферов, В. Я. Буланов, А. М. Ханов]. г. Екатеринбург. 2006. 588 с.
- Борисов Ю. С. Газотермические покрытия из порошковых материалов / Ю. С. Борисов, Ю. А. Харламов. – К.: Наукова Думка, 1987. – 210 с.
- Методы оценки служебных свойств защитных покрытий / Л. Х. Балдаев, И. Ф. Арутюнова, Н. А. Волосов [и др.] // Сварочное производство. – 2001. – № 9. – С. 35–38.
- Теплофизическая модель и расчет остаточных напряжений в газотермических покрытиях / А. Ф. Пузряков, В. А. Тарасов, Н. Ю. Липин [и др.] // Технология машиностроения. 2006. № 2. С. 39–44.
- Феодосьев В. И. Сопротивление материалов. Т. 2. / В. И. Феодосьев // М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 1999. – 590 с.

Поступила в редакцию 09.03.2017

# Зеленіна Е.А., Лоскутов С.В., Єршов А.В., Мацюк С.Н. Напруження і деформація плазмового покриття при вигині підкладки

Досліджено механічні характеристики порошкового плазмового покриття ПРНХ15СР2 на поверхні підкладки при випробуванні на вигин в області упругопластичних деформацій. Розроблено методику вимірювання залежностей модуля пружності і напруги в процесі деформації. Виявлено положення максимуму напруги на діаграмі розтягування, яке пов'язане з утворенням мікротріщини і втратою несучої здатності покриття.

**Ключові слова:** плазмове покриття, модуль пружності, механічне напруження, відносна деформація, нейтральна вісь, момент інерції.

# Zelenina E., Loskutov S., Ershov A., Matsyuk S. The stress and deformation of the plasma coating when bending the substrate

Study of the mechanical properties of powder plasma coatings IIPHX15CP2 on the surface of the substrate in the bending test in the field of elastic-plastic deformations. The developed technique of measurement of the dependency of the modulus of elasticity and strain in the deformation process. The detected position of the maximum stress on the tension diagram that is associated with the formation of microcracks and loss of the bearing capacity of the coating.

Key words: plasma coating, modulus of elasticity, stress, deformation, neutral axis, moment of inertia.

# УДК.621.515/62-752

## С. Н. Кабанник, В. А. Цимбалюк, А. П. Зиньковский

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

# УЧЕТ СИСТЕМАТИЧЕСКИХ ПОГРЕШНОСТЕЙ ИЗМЕРЕНИЯ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ СИЛЫ ПРИ ИЗГИБНЫХ КОЛЕБАНИЯХ ЛОПАТОЧНОГО ПРОФИЛЯ

В работе описаны разработанные расчетная модель виброузла, учитывающая деформации профиля и коромысла его упругой подвески, а также перемещений балласта, и методика определения систематической погрешности, обусловленной такими динамическими характеристиками указанных элементов колебательной системы, при измерении нестационарной аэродинамической силы, действующей на лопаточный профиль. Получены выражения для определения калибровочного коэффициента вибратора для некоторых вариантов закрепления калибровочных масс и приведен пример его расчета, подтверждающий адекватность предложенной расчетной модели виброузла.

**Ключевые слова:** лопаточный профиль, изгибные колебания, нестационарная аэродинамическая сила, вибратор, калибровка.

### Введение

Обязательным условием для анализа динамической устойчивости лопаток турбомашин является знание нестационарных аэродинамических нагрузок (сил и моментов), вызванных их колебаниями. Обычно они измеряются на прямых решетках лопаточных профилей, моделирующих наиболее напряженное цилиндрическое сечение лопаточного венца (рис. 1). Один из способов измерения указанных аэродинамических нагрузок основан на регистрации в потоке и без потока усилий электродинамических вибраторов, которые служат для возбуждения заданных колебаний профиля [1, 2]. На рис. 2*а* представлен общий вид виброузла, который предназначен для возбуждения поступательных и угловых перемещений лопаточного профиля. Он состоит из упругой подвески профиля (рис. 2*b*), электродинамических вибраторов и балласта с виброизолирующими упругими элементами.

Упругая подвеска лопаточного профиля 1, в свою очередь, состоит из коромысла 3 с подвижными катушками вибраторов 2, упругих элементов 4 с тензомостами 5. Для повышения жесткости коромысла используется планка 6. В этом случае коромысло будем называть ужесточенным, а при отсутствии планки — податливым.



**Рис. 1.** Прямая решетка лопаточных профилей: *b* – хорда профиля, *t* – шаг решетки, β – угол выноса, *V*<sub>1</sub> – скорость набегающего потока

© С. Н. Кабанник, В. А. Цимбалюк, А. П. Зиньковский, 2017

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2017



Рис. 2. Виброузел (а) и упругая подвеска профиля (б)

При возбуждении перемещений лопаточного профиля возникают его деформации и коромысла, а также перемещения балласта, которые влияют на точность измерений аэродинамических нагрузок.

В методике измерения аэродинамических нагрузок, изложенной в работе [2], были сделаны допущения об абсолютной жесткости профиля и коромысла, а также малости перемещений балласта. В дальнейшем, была предложена модель виброузла в виде двухмассовой дискретной системы, которая учитывает деформацию профиля и, частично, коромысла при изгибных колебаниях упругой подвески [3].

Целью данной работы является разработка расчетной модели виброузла, учитывающей деформации профиля и коромысла его упругой подвески, а также перемещений балласта, и методики определения систематической погрешности, обусловленной такими динамическими характеристиками указанных элементов колебательной системы, при измерении нестационарной аэродинамической силы, действующей на лопаточный профиль.

#### Расчетная модель виброузла

Будем рассматривать изгибные колебания упругой подвески профиля, поскольку в этом случае возникают наиболее нежелательные деформации профиля и коромысла, а также перемещения балласта виброузла.

В соответствии с существующими подходами к определению аэродинамических нагрузок, необходимо измерить токи в подвижных катушках вибраторов как в потоке, так и без него, поддерживая при этом одинаковыми заданные колебания профилей. Поэтому при моделировании рассматриваемой колебательной системы индексам «*s*» и «*o*» будем обозначать ее характеристики, определяемые в потоке и без потока соответственно. Согласно закону Ампера, усилия вибраторов пропорциональны токам в их подвижных катушках

$$F_{\nu s(o)j} = \mu_j i_{s(o)j}, \qquad (1)$$

где j = 1, 2 – номер вибратора;  $\mu_j$ ,  $i_{s(o)j}$  – калибровочный коэффициент *j*-го вибратора и ток в его подвижной катушке соответственно.

Условно разделим коромысло на 5 частей: центральную с упругими элементами подвески, две промежуточных с катушками вибраторов и две крайних. Учитывая симметрию виброузла относительно оси профиля, промежуточные части коромысла представим в виде одной подсистемы с одной степенью свободы массой *m<sub>k</sub>* и коэффициентом жесткости  $C_k$ , а крайние — массой  $m_e$  и коэффициентом жесткости Се. Центральную часть коромысла с упругими элементами подвески будем моделировать подсистемой с массой *m<sub>m</sub>* и коэффициентом изгибной жесткости упругих элементов  $C_m$ , а балласт — массой  $m_b$  и коэффициентом изгибной жесткости его упругих элементов С<sub>h</sub>. При таких предположениях виброузел можно представить в виде колебательной системы с четырьмя степенями свободы, как показано на рис. 3. К центральной части коромысла виброузла прикреплен податливый профиль, на который действует распределенная равномерная нагрузка Q, которая состоит из инерционной и аэродинамической составляющих:

$$Q = F_p \rho_p \omega^2 y_m + L_A / l, \qquad (2)$$

где  $F_p$  — площадь поперечного сечения профиля,  $\rho_p$  — плотность материала профиля, l — длина профиля,  $\omega$  — частота возбуждения,  $L_A$  — аэродинамическая сила, которая действует на профиль в потоке.



Рис. 3. Дискретная модель виброузла

Будем считать вибраторы одинаковыми, т. е.  $\mu_1 = \mu_2 = \mu$ . Тогда суммарное усилие двух вибраторов при обтекании профиля потоком будет определяться выражением  $F_{ns} = \mu$  ( $i_{s1} + i_{s2}$ ), а при отсутствии потока и предположении, что  $i_{01} = i_{02} = i_0 - F_{\nu 0} = 2\mu i_0$ .

Используя результаты, полученные в [3], заменим профиль его реакцией R на коромысло, с учётом дополнительных перемещений профиля, вызванных деформацией под действием нагрузки (2):

$$R = H_p \cdot y_m + L_A, \tag{3}$$

где 
$$H_p = m_p \omega^2 \left( \frac{0,613 \cdot \omega^2}{\Omega_p^2 - \omega^2} + 1 \right)$$
. Здесь  $m_p$  -

масса профиля,  $\Omega_p$  – собственная частота изгибной формы колебаний профиля.

Рассмотрим уравнения движения представленной дискретной модели виброузла. Используя обозначения для перемещений масс, приведенные на рис. 3, при отсутствии потока ( $L_A = 0$ ) ее движение описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} -\omega^{2}m_{b}y_{b} + C_{b}y_{b} - C_{m}(y_{m} - y_{b}) = -2\mu i_{0}; \\ -\omega^{2}m_{m}y_{m} + C_{m}(y_{m} - y_{b}) + C_{k}(y_{m} - y_{k}) = R; \\ -\omega^{2}m_{k}y_{k} - C_{k}(y_{m} - y_{k}) + C_{e}(y_{k} - y_{e}) = 2\mu i_{0}; \\ -\omega^{2}m_{e}y_{e} - C_{e}(y_{k} - y_{e}) = 0. \end{cases}$$
(4)

Из первого уравнения системы (4) находим формулу для определения перемещения балласта:

$$y_b = \left(y_m - \frac{2\mu i_0}{C_m}\right)\xi, \qquad (5)$$

где 
$$\xi = \frac{C_m}{C_b + C_m - \omega^2 m_b}$$
.

Аналогично из четвертого уравнения получаем формулу для определения перемещения конца коромысла:

$$y_e = y_k \chi , (6)$$

The 
$$\chi = \frac{C_e}{C_e - \omega^2 m_e},$$

а из третьего уравнения — перемещения катушки вибратора:

$$y_k = \left(y_m + \frac{2\mu i_0}{C_k}\right)\eta, \qquad (7)$$

The 
$$\eta = \frac{C_k}{-\omega^2 m_k + C_k + C_e(1-\chi)}.$$

Используя (6) и (7), найдем зависимость между перемещениями конца коромысла  $y_e$  и его центральной части  $y_m$ :

$$y_e = \left(y_m + \frac{2\mu i_0}{C_k}\right)\lambda, \qquad (8)$$

где  $\lambda = \eta \chi$ .

Подставляя (5) и (7) во второе уравнение системы (4), получим:

$$H - H_p = \frac{2\mu i_0(\eta - \xi)}{y_{m0}},$$
 (9)

где  $H = -\omega^2 m_m + C_m (1 - \xi) + C_k (1 - \eta).$ 

Система уравнений движения виброузла при обтекании профиля потоком ( $L_A \neq 0$ ) будет отличаться от (4) индексами «*s*», а ее второе уравнение примет вид:

$$(H - H_p) \cdot y_{ms} - L_A = \mu (i_{s1} + i_{s2}) (\eta - \xi).$$
 (10)

### Определение аэродинамической силы, действующей на колеблющийся профиль

Используя полученные аналитические выражения, после подстановки (9) в (10), получаем формулу для определения аэродинамической силы  $L_A$ , действующей на колеблющийся профиль:

$$L_{A} = \mu \left[ 2i_{0} \frac{y_{ms}}{y_{m0}} - (i_{s1} + i_{s2}) \right] \cdot (\eta - \xi)_{.}$$
(11)

Множитель  $\eta - \xi$  является поправочным коэффициентом, который учитывает деформацию коромысла и перемещение балласта. При допущении об их отсутствии, т.е. если  $y_k = y_m$  и  $y_b = 0$ , поправочный коэффициент равен 1.

Практическое использование формулы (11) возможно при знании калибровочного коэффициента µ, который в совокупности с поправочным коэффициентом определяет суммарную погрешность измерений. Для этого осуществляется процедура калибровки тензомоста.

Напряжение  $U_y$  на выходе усилителя тензомоста пропорционально деформации упругого элемента подвески профиля в месте наклейки тензорезисторов (см. рис. 26) Она же, в свою очередь, пропорциональна разности перемещений заделки профиля, определяемого перемещением  $y_m$  центральной части коромысла, и балласта  $y_b$ . Калибровка тензомоста заключается в определении коэффициента пропорциональности  $A_y$  между напряжением на выходе усилителя и указанной разностью перемещений.

При проведении калибровки по шкале микроскопа измеряется амплитуда перемещения конца коромысла, т.е. амплитуда  $y_e$ . Поэтому для нахождения  $A_y$  разность перемещений  $y_m - y_b$  необходимо выразить через  $y_e$ . Для этого, используя (5), находим выражение для определения  $y_m - y_b$ :

$$y_m - y_b = y_m \left( 1 - \xi + \frac{2\mu i_0}{C_m y_m} \xi \right),$$
 (12)

В потоке силы вибратора на несколько порядков больше таковых без потока. Поэтому в этих условиях, поскольку сила вибраторов для рассматриваемого виброузла не превышает 2*H*, то

 $\frac{\mu(i_{s1}+i_{s2})}{C_m y_m} \xi \approx 10^{-4}$ , т. е. представляет очень

малую величину. Без потока эта величина будет еще меньшей, поскольку частота возбуждения (0) соответствует собственной частоте упругой подвески.

Таким образом, пренебрегая величинами высшего порядка малости, (12) приобретает вид:

$$y_m - y_b \approx y_m (1 - \xi), \qquad (13)$$

Из уравнения (8) получим

$$y_m = \frac{y_e}{\lambda} - \frac{2\mu i_0}{C_k},\tag{14}$$

Подставляя (14) в (13) получаем искомую зависимость:

$$y_m - y_b = y_e(1 - \xi) \left( \frac{1}{\lambda} - \frac{2\mu i_0}{C_k y_e(1 - \xi)} + \frac{2\mu i_0}{C_k y_e} \frac{\xi}{1 - \xi} \right),$$
(15)

Второе и третье слагаемое в скобках имеет высший порядок малости по сравнению с первым, поэтому ими можно пренебречь.

С учетом изложенного, получаем формулу для определения коэффициента пропорциональности *A<sub>v</sub>*:

$$A_{y} = \frac{U_{y}}{y_{m} - y_{b}} \approx \frac{U_{y}}{y_{e}} \cdot \frac{\lambda}{1 - \xi}, \qquad (16)$$

Если известен коэффициент пропорциональности  $A_{y}$ , по напряжению тензомоста, используя (13) и (16), можем найти перемещение заделки профиля:

$$y_m \approx (y_m - y_b) \frac{1}{1 - \xi} = \frac{U_y}{A_y} \frac{1}{1 - \xi},$$
 (17)

Нахождение калибровочного коэффициента µ производится с использованием динамической калибровки электродинамического вибратора, которая состоит в следующем. Вместо нестационарной аэродинамической силы к колебательной системе прикладывается известная инерционная сила посредством присоединения калибровочных масс. В зависимости от компоновки виброузла, это можно осуществить, используя следующие варианты такого закрепления.

#### 1.Закрепление калибровочных масс в заделке профиля

Если закрепить две одинаковые калибровочные массы  $\Delta m$  в основании профиля, то второе уравнение системы (4) примет вид:

$$\left(H - H_p\right) \cdot y_{m\Delta} - 2\Delta m\omega^2 y_{m\Delta} = 2\mu i_{\Delta}(\eta - \xi) .$$
(18)

Здесь и далее нижний индекс «  $\Delta$  » означает параметры колебательной системы с присоединенными массами.

Подставляя в уравнение (18) выражение (9), получим формулу для определения калибровочного коэффициента µ:

- 46 -

$$\mu = \frac{\Delta m \omega^2 y_{m\Delta}}{i_0 \frac{y_{m\Delta}}{y_{m0}} - i_\Delta} \frac{1}{\eta - \xi} .$$
 (19)

**2.** Закрепление калибровочных масс в области катушек. Если закрепить две одинаковые калибровочные массы  $\Delta m$  в районе подвижных катушек, то уравнение (4) примет вид:

$$y_k = \left(y_m + \frac{2\mu i_0}{C_k}\right)\hat{\eta}, \qquad (20)$$

где

$$\hat{\eta} = \frac{2\mu i_0 + C_k y_m}{-\omega^2 (m_k + \Delta m) + C_k + C_e (1 - \chi)},$$
(21)

Тогда второе уравнение системы (4) примет вид:

$$\left(H - H_p\right) \cdot y_m - C_k y_m \frac{2\Delta m\omega^2 \eta^2}{C_k - 2\Delta m\omega^2 \eta} = 2\mu i (\eta - \xi), \quad (22)$$

После подстановки (9), получим следующую формулу для определения калибровочного коэффициента µ:

$$\mu = \frac{\Delta m \omega^2 y_m}{i_0 \frac{y_m}{y_{m0}} - i_\Delta} \frac{\eta^2}{\eta - \xi} \frac{1}{1 - \frac{2\Delta m \omega^2}{C_k} \eta}, \quad (23)$$

3. Закрепление калибровочных масс на концах коромысла. При добавлении двух калибровочных масс  $\Delta m$  на концах коромысла четвертое уравнение системы (4) можно записать в виде:

$$y_e = y_k \overline{\chi} , \qquad (24)$$

где

$$\overline{\chi} = \chi + \frac{2\Delta m\omega^2 \chi^2}{C_e - 2\Delta m\omega^2 \chi}.$$
(25)

Тогда третье уравнение системы (4) примет вид

$$y_k = \left(y_m + \frac{2\mu i_0}{C_k}\right)\overline{\eta} . \tag{26}$$

Здесь

$$\overline{\eta} = \eta + \frac{2\Delta m\omega^2}{C_k} \cdot \frac{\lambda^2}{1 - E}, \qquad (27)$$

The 
$$E = 2\Delta m\omega^2 \chi \left( \frac{1}{C_e} + \frac{\lambda}{C_k} \right).$$

Если во второе уравнение системы (4) подставить (27) и (9), то получаем такую формулу для определения калибровочного коэффициента  $\mu$ :

$$u = \frac{\Delta m \omega^2 \cdot y_{m\Delta}}{i_0 \frac{y_{m\Delta}}{y_{m0}} - i_\Delta \left(1 + \frac{1}{\eta - \xi} \frac{2\Delta m \omega^2}{C_k} \frac{\lambda^2}{1 - E}\right)} \cdot \frac{\lambda^2}{\eta - \xi} \cdot \frac{1}{1 - E}.$$
 (28)

Учитывая, что второе слагаемое в скобках знаменателя значительно меньше единицы, то им можно пренебречь и формула (28) приобретает вид:

$$\mu \approx \frac{\Delta m \omega^2 \cdot y_{m\Delta}}{i_0 \frac{y_{m\Delta}}{y_{m0}} - i_\Delta} \cdot \frac{\lambda^2}{\eta - \xi} \cdot \frac{1}{1 - E} \cdot (29)$$

Проведем сравнение результатов определения калибровочного коэффициента с использованием разработанной расчетной модели виброузла для случая закрепления калибровочных масс на концах коромысла и двухмассовой, предложенной в [3], которая не предполагает наличия ужесточающей планки в конструкции коромысла (см. рис. 26).

По результатам проведенного модального анализа определено, что собственная частота первой формы колебаний податливого коромысла равна 635 Гц, а жесткого – 900 Гц. Из статического анализа рассматриваемых конструкций коромысла получены значения коэффициентов жесткости, которые входят в формулы (19), (23) и (29) для определения калибровочного коэффициента  $\mu$ . Так, для податливого коромысла при приложении силы к катушке вибратора  $C_k = 0,32$  МН/м, а на конце коромысла –

$$C_e = \frac{C_{ek}C_k}{C_k + C_{ek}} = 0.16 \, MH/m = 0.16 \, MH/m,$$

где  $C_{ek}$  — коэффициент жесткости части коромысла между катушкой и концом. Для жесткого коромысла эти коэффициенты жесткости равны 1,1 МН/м и 0,91 МН/м соответственно.

Используя полученные данные, были определены значения параметров, входящие в формулы калибровочного коэффициента  $\mu$ , которые для рабочей (резонансной) частоты колебаний упругой подвески ( $\omega/2\pi = 143,25$  Гц) приведены в табл. 1.

На основании полученных параметров и результатов измерений были найдены значения калибровочного коэффициента, которые приведены в табл. 2.

Анализ полученных данных показывает, что в отличие от [3], при использовании разработанной дискретной модели виброузла в случае изгибных колебаний упругой подвески значения калибровочного коэффициента µ для рассматриваемых конструкций коромысла практически совпадают, что говорит о ее адекватности.

**Таблица 1** — Значения параметров для определения калибровочного коэффициента µ рассматриваемых типов коромысла

Параметр	Тип кор	оромысла		
Параметр	Податливое	Ужесточенное		
ڋ	-0,028	-0,023		
η	1,044	0,998		
χ	1,055	1,023		
λ	1,101	1,021		

Таблица 2	<ul> <li>Значения</li> </ul>	калибровочного	коэффициента	μ	рассматриваемых	типов коромысла
-----------	------------------------------	----------------	--------------	---	-----------------	-----------------

Молець виброузца	Тип коромысла				
модель внороузла	Податливое	Ужесточенное			
[3]	-1,847	-2,092			
Предложенная в данной работе	-2,023	-2,068			

### Выводы

1. Разработана уточненная по сравнению с предложенной в [3] дискретная расчетная модель виброузла, учитывающая деформации лопаточного профиля, и коромысла его упругой подвески, а также перемещений балласта и методика определения систематической погрешности, обусловленной такими динамическими характеристиками указанных элементов колебательной системы, при измерении нестационарной аэродинамической силы, действующей на профиль.

2. Получены выражения для определения калибровочного коэффициента вибратора для некоторых вариантов закрепления калибровочных масс. На примере рассмотрения закрепления калибровочных масс на концах коромысла показано, что значения калибровочного коэффициента, вычисленные с использованием разработанной расчетной модели виброузла для податливого и ужес-точенного коромысел, практически совпадают, что свидетельствует о ее адекватности.

#### Список литературы

- Kimura H. An Experimental Study of Unsteady Aerodynamic Forces on a rectangular Wing Oscillating in Pitch at Mach Numbers from 0.38 to 1.28. / H. Kimura, A. Nomiyama // Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University. – 1977. – Vol. 37. – № 3. – P. 157– 177.
- Tsymbalyuk V. A. Method of Measuring Transient Aerodynamic Forces and Moments on Vibrating Cascade / V. A. Tsymbalyuk // Strength of Materials. – 1996. – Vol. 28. – № 2. – P. 100– 109.
- Tsymbalyuk V. A. Corrections of aerodynamic loadings measurement on vibrating airfoils / V. A. Tsymbalyuk, J. Linhart // XVII IMEKO Congress, Dubrovnik, Croatia, 2003. – P. 358– 361.

Поступила в редакцию 23.02.2017

# Кабанник С.М., Цимбалюк В.А., Зіньковський А.П. Облік систематичних похибок вимірювання аеродинамічної сили при згинальних коливаннях лопаткового профілю

У роботі описані розроблені розрахункова модель вібровузла, що враховує деформації профілю та коромисла його пружної підвіски, а також переміщення баласту, і методика визначення систематичних похибок, обумовлених такими динамічними характеристиками вказаних елементів коливальної системи, при вимірювані нестаціонарної аеродинамічної сили, що діє на лопатковий профіль. Отримано вирази для визначення калібрувального коефіцієнту вібратора для деяких варіантів закріплення калібрувальних мас і приведений приклад його розрахунку, що підтверджує адекватність запропонованої розрахункової моделі вібровузла.

### Ключові слова: лопатковий профіль, згинальні коливання, нестаціонарна аеродинамічна сила, вібратор, калібрування.

# Kabannik S., Tsymbalyuk V., Zinkovskii A. Consideration of systematic inaccuracies in aerodynamic force measurement under blade airfoil flexural vibrations

The paper describes the developed computational model of the vibration node considering the deformation of airfoil and the balance beam of its elastic suspension as well as the displacements of the ballast. The procedure of determination of the systematic inaccuracy caused by such dynamic characteristics of the specified elements of the vibration system in the measurement of unsteady aerodynamic force acting on the blade airfoil is also presented. The expressions for the determination of the calibration factor of the vibrator for some variants of calibration weights attachment are obtained, and the example of its calculation verifying the adequacy of the proposed computational model of the vibration node is given.

Key words: blade airfoil, flexural vibrations, unsteady aerodynamic force, vibrator, calibration.

УДК 539.313

## Т. А. Штефан, канд. техн. наук А. В. Засовенко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# ИССЛЕДОВАНИЕ ФУНКЦИИ ЭНЕРГИИ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ В ЦИЛИНДРЕ ПРИ АКСИАЛЬНОЙ СИММЕТРИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПОД ДЕЙСТВИЕМ СЖИМАЮЩИХ НАГРУЗОК

В качестве объекта исследования рассматривается круговой цилиндр конечной высоты, находящийся под действием нагрузок, приложенных к основаниям цилиндра. Целью представленной работы является отыскание критических областей деформированного упругого кругового цилиндра с точки зрения четвертой гипотезы прочности (энергетической гипотезы прочности Museca). Предполагается, что цилиндр находится в условиях аксиальной симметрической деформации, вызванной действием на его основания параболических итампов, производящих сжимающую нагрузку.

**Ключевые слова:** упругий цилиндр, осесимметрическая деформация, энергия формоизменения, многочлены Лежандра.

#### Введение

В теории упругости считается, что разрушение материала происходит в тех местах конструкции, в которых напряжения превосходят критические значения. Для определения таких зон используются гипотезы прочности, наиболее популярной из которых является четвертая (энергетическая) гипотеза Мизеса [1]. Распределение потенциальной энергии формоизменения, которая используется в этой гипотезе, существенно зависит от геометрии тела, его упругих характеристик и приложенных нагрузок. Представляет интерес разработка численно-аналитического способа решения поставленной задачи для различных классов тел.

Как отмечается в обзоре [2], использование многослойных конструкций из композитов открывает важный резерв прочности и оптимизации конструкций. Конструкции, которые имеют форму слоистого цилиндра, находят широкое применение в авиационной, нефтяной и газовой промышленностях. Использование соотношений пространственной теории упругости к изучению таких конструкций позволяет получить более реальную картину напряженно-деформированного состояния. Поскольку в конструировании часто используются цилиндрические элементы, то этим обуславливается актуальность предложенного исследования.

Результаты экспериментальных исследований процесса деформации цилиндрических заготовок штампом изложены в [3]. Теоретическим исследованиям деформационной повреждаемости при осесимметричной деформации посвящена работа [4]. В качестве критерия разрушения авторы ис-

© Т.А.Штефан, А.В. Засовенко, 2017

пользуют критерий Мизеса. Численное моделирование проведено методом конечных элементов с использованием программы ANSYS. В работе [5] исследуется осадка кругового цилиндра жесткими штампами в условиях установившейся ползучести. Численное решение строится на основе пакета LS-DYNA. Во время расчетов исследователи чаще всего пользуются приближенными методами, например, методом конечных элементов, поэтому получение именно аналитических выражений для функции потенциальной энергии формоизменения является актуальной задачей.

Целью представленной работы является отыскание критических областей деформированного упругого кругового цилиндра конечной высоты с точки зрения четвертой гипотезы прочности. Предполагается, что цилиндр находится в условиях аксиальной симметрической деформации, вызванной действием на его основания параболических нагрузок. В рамках поставленной статической задачи численно исследуется влияние коэффициента Пуассона на поведение функции, описывающей потенциальную энергию формообразования в цилиндре, а также влияние параметров на геометрические характеристики бочкообразности.

#### Постановка задачи

При решении задачи будем использовать обратный метод Сен-Венана как в [6]. Функция напряжений ищется в виде полинома Лежандра подходящей степени от двух переменных, что дает возможность точно удовлетворить условия на нижней и верхней гранях цилиндра [7]. В качестве деформируемого тела будем рассматривать круговой цилиндр радиуса R и длины h, ось которого совпадает с осью  $O_Z$  и который находится в условиях осесимметричной деформации. Здесь и далее будем считать, что все величины обезразмерены естественным образом. Будем использовать цилиндрическую систему координат  $z,r,\theta$  с началом в середине верхнего основания и считаем, что ось  $O_Z$  направлена вниз. Очевидно, что в этом случае  $\tau_{r\theta}$ ,  $\tau_{z\theta}$  тождественно равны нулю, а остальные компоненты тензора напряжений и вектора перемещений не зависят от угла  $\theta$ .

Если удалось построить бигармоническую функцию напряжений Эри  $\phi$ , то все ненулевые составляющие тензора напряжений и компоненты тензора перемещений определяются по формулам [7]:

$$\begin{split} \sigma_r &= \frac{\partial}{\partial z} \left( \nu \nabla^2 \varphi - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} \right); \\ \sigma_\theta &= \frac{\partial}{\partial z} \left( \nu \nabla^2 \varphi - \frac{1}{r} \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right); \\ \sigma_z &= \frac{\partial}{\partial z} \left( (2 - \nu) \nabla^2 \varphi - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} \right); \\ \tau_{zr} &= \frac{\partial}{\partial z} \left( (1 - \nu) \nabla^2 \varphi - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} \right); \end{split}$$
(1)

)

$$2\mu u(r,z) = -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial r \partial z};$$
  

$$2\mu w(r,z) = 2(1-\nu)\nabla^2 \varphi - \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2}.$$
 (2)

Здесь обозначено  $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ .

Считаем, что на торцах цилиндра равны нулю касательные напряжения, а на боковой поверхности цилиндра нормальные напряжения равны нулю. Кроме этого будем считать, что точки, находящиеся на окружности, ограничивающей среднее поперечное сечение (при z = h/2) не перемещаются в вертикальном направлении. Нормальные силы, приложенные к основаниям цилиндра, описываются квадратичной функцией от радиальной координаты. Математическая запись этих условий будет следующая:

$$\sigma_{z}(r;0) = -\frac{p_{0}}{R^{2}}(R^{2} - r^{2}), \sigma_{z}(r;h) = -\frac{p_{h}}{R^{2}}(R^{2} - r^{2}),$$
  
$$\sigma_{r}(R;z) = 0, \tau_{rz}(r;0) \equiv \tau_{rz}(r;h) = 0, w(R;h/2) = 0.$$
(3)

Здесь  $p_0, p_h$  — максимальная по модулю нагрузка на верхнем и нижнем основаниях. Как отмечалось выше, задача решается полуобратным методом. При этом недостающие граничные условия на боковой грани получаются из условия попадания функции напряжений в заданный класс функций.

#### Решение задачи

Общее решение сформулированной задачи при произвольных граничных условиях неизвестно. Отдельно строятся приближенные решения для случаев длинного цилиндра, короткого цилиндра и «кубического» цилиндра, у которого диаметр и высота есть величины одного порядка [8].

В тех случаях, когда высота цилиндра существенно меньше диаметра основания (так называемый, кроткий цилиндр), и, следовательно, цилиндр приближенно можно считать круглым диском, наиболее существенным является удовлетворение условий на основаниях цилиндра.

Воспользуемся решением для короткого цилиндра, в котором применяются полиномы Лежандра  $P_n(x)$ . Согласно [1] в этом случае функцию напряжений Эри  $\varphi(r, z)$  нужно искать в виде ряда:

$$\varphi(r,z) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \left(r^2 + z^2\right)^{n/2} P_n(z/\sqrt{r^2 + z^2}) + \sum_{n=0}^{\infty} B_{n+2} \left(r^2 + z^2\right)^{1+n/2} P_n(z/\sqrt{r^2 + z^2}),$$

где  $A_n, B_n$  — произвольные константы. Мы ограничимся рассмотрением конечного числа слагаемых так же, как в [6], то есть выражением:

$$\varphi(r,z) = \sum_{n=0}^{k} A_n h^2 \left(r^2 + z^2\right)^{n/2} P_n(z/\sqrt{r^2 + z^2}) + \sum_{n=0}^{k-2} B_{n+2} \left(r^2 + z^2\right)^{1+n/2} P_n(z/\sqrt{r^2 + z^2}).$$

Множитель  $h^2$  в первом слагаемом добавлен для того, чтобы коэффициенты  $A_n, B_n$  имели одинаковую размерность (Па). Заметим, что при фиксированном значении параметра k количество произвольных констант  $A_n, B_n$  будет равно (k+1)+(k-1)=2k.

Заменим теперь условия (3) дискретным аналогом:

$$\begin{aligned} \sigma_{z}(0;0) &= -p_{0}, \sigma_{z}(0;h) = -p_{h}, \\ \sigma_{z}(R;0) &= 0, \ \sigma_{z}(R;h) = 0, \\ \tau_{rz}(0;h) &= 0, \tau_{rz}(R;h) = 0, \tau_{rz}(0;0) = 0, \\ \tau_{rz}(R;0) &= 0, w(R;h/2) = 0. \end{aligned}$$
(4)

Покажем, что при значении индекса k = 6 сформулированные дискретные условия (4) будут эквивалентны непрерывным условиям (3). Функция  $\varphi(r, z)$  в таком случае будет содержать

12 констант  $A_0, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, A_6$  и  $B_2, B_3, B_4, B_5, B_6$ . При использовании формул (1) и (2) константы  $A_0$  и  $A_1$  исчезают, а константы  $A_2$  и  $B_2$  входят только в выражение для функции перемещений w(r,z) в виде линейной комбинации. Таким образом, получаем 9 независимых констант, для нахождения которых необходима система из девяти уравнений. В таблице 1 приведены полиномы Лежандра

 $\widetilde{P}_n = \left(r^2 + z^2\right)^{n/2} P_n\left(z/\sqrt{r^2 + z^2}\right)$  и их производные,

необходимые для составления системы (3), соответствующие выбранному значению параметра *n*. В таблице 2 записаны значения полиномов Ле-

жандра вида  $\widetilde{\widetilde{P}}_n = \left(r^2 + z^2\right)^{1+n/2} P_n\left(z/\sqrt{r^2 + z^2}\right)$ , а

также соответствующие частные производные и оператор Лапласа.

Используя данные таблиц 1 и 2 можно показать, что нормальные  $\sigma_z(r;z)$  и касательные напряжения  $\tau_{rz}(r;z)$  представляются в виде квадратичных функций полярной координаты r:

$$\sigma_z(r;z) = \widetilde{a}(z) + \widetilde{b}(z) \cdot r^2, \ \tau_{rz}(r;z) = \widetilde{c}(z) + \widetilde{d}(z) \cdot r^2.$$
(5)

Если нормальное напряжение  $\sigma_z(r;z)$ , записанное в форме (3) совпадает со значением  $\sigma_z(r;z)$ , записанным в виде (5), при значениях параметров z = 0, r = 0 и при z = 0, r = R, то это означает, что оба эти представления совпадают при любых значениях r для z = 0. Аналогичные рассуждения справедливы и для касательных напряжений  $\tau_{rz}(r;z)$ . Таким образом, показана эквивалентность дискретных и непрерывных условий.

С учетом того, что компоненты  $\tau_{r\theta}$ ,  $\tau_{z\theta}$  тождественно равны нулю, запишем функцию энергии формоизменения в полярных координатах:

$$\sigma^{IV} = F(r, \theta, z) =$$
  
=  $\sqrt{(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)^2 - 3(\sigma_r \sigma_\theta + \sigma_r \sigma_z + \sigma_\theta \sigma_z - \tau_{rz}^2)}.$  (6)

Определив явно компоненты тензора деформаций согласно (1) с учетом граничных условий (3), перейдем к численному исследованию функции потенциальной энергии формоизменения.

n  $\widetilde{P}_n$  $\nabla^2 \widetilde{P}$  $\frac{\partial^2 \widetilde{P}_n}{\partial z^2}$ 0 1  $\overline{Z}$ 2  $-0.5r^2 + z^2$ 2 0  $-0,5z(-2z^2+3r^2)$ 3 6z0  $0.375r^4 - 3r^2z^2 + z^4$ 4  $-6r^2 + 12z^2$ 0  $\overline{0,125z(15r^4 - 40r^2z^2 + 8z^4)}$ 5 0  $-20z^3-30r^2z$ 6  $-0.3125r^{6}+5.625r^{4}z^{2}-7.5r^{2}z^{4}+z^{6}$  $22.5r^4 - 90r^2z^2 + 30z^4$ 0

**Таблица 1** — Полиномы Лежандра вида  $\widetilde{P}_n = (r^2 + z^2)^{n/2} P_n(z/\sqrt{r^2 + z^2})$ 

**Таблица 2** — Полиномы Лежандра вида  $\widetilde{\widetilde{P}}_n = \left(r^2 + z^2\right)^{1+\frac{n}{2}} P_n\left(z / \sqrt{r^2 + z^2}\right)$ 

п	$\widetilde{\widetilde{P}}_n$	$\frac{\partial^2 \widetilde{\widetilde{P}}_n}{\partial z^2}$	$\nabla^2 \widetilde{\widetilde{P}}_n$
1	$z(r^2+z^2)$	6 <i>z</i>	10 <i>z</i>
2	$-0,5(r^2-2z^2)(r^2+z^2)$		$-7r^2 + 14z^2$
3	$-0,5z(-2z^2+3r^2)(r^2+z^2)$	$-3r^2z+20z^3$	$-27r^2z+18z^3$
4	$0,125(3r^4 - 24r^2z^2 + 8z^4)(r^2 + z^2)$	$-5,25r^4-24r^2z^2+30z^4$	$8,25r^4 - 66r^2z^2 + 22z^4$

# Исследование функции энергии формоизменения

Значения параметров примем равными R = 1, h = 1, v = 0,3 (то есть рассмотрим цилиндр, у которого радиус основания совпадает с высотой). Будем рассматривать случаи симметричной  $(p_0 = p_h)$  и несимметричной  $(p_0 \neq p_h)$  нагрузок. Величина  $p_0 = 0,1$ .



**Рис. 1.** Вертикальные перемещения при  $p_0 = p_h$  точек: 1 — верхнего основания, 2 — нижнего основания



**Рис. 2.** Вертикальные перемещения при  $p_h = 2p_0$  точек: 1 — верхнего основания, 2 — нижнего основания

На рисунках 1 и 2 изображены графики функций вертикальных перемещений точек верхнего и нижнего оснований при симметричной и несимметричной нагрузках на эти основания. Как видим, вертикальные перемещения оказались симметричными при одинаковых нагрузках и несимметричными при несимметричных нагрузках, что соответствует физическому смыслу задачи. Перейдем к исследованию напряжений на боковой грани цилиндра. На рисунках 3 и 4 представлены графики функций нормального  $\sigma_r(l;z)$  и касательного  $\tau_{rz}(l;z)$  напряжений в точках боковой грани при симметричной  $(p_0 = p_h)$  и не симметричной  $(p_h = 2p_0)$  нагрузках на основания цилиндра.



**Рис. 3.** Нормальное напряжение  $\sigma_r(1; z)$  на боковой грани при: 1 –  $p_0 = p_h$ , 2 –  $p_h = 2p_0$ 



**Рис. 4.** Касательное напряжение  $\tau_{rz}(1;z)$  на боковой грани при: 1 –  $p_0 = p_h$ , 2 –  $p_h = 2p_0$ 

Если записать аналитические выражения для касательных и нормальных напряжений соответственно в случаях симметричной нагрузки:

$$\sigma_r(1;z) = -0.0075 + 0.13 \cdot z - 0.13 \cdot z^2,$$
  

$$\tau_{rz}(1;z) = -0.2 \cdot z + 0.2 \cdot z^2$$
(7)

и несимметричной нагрузки в явном виде:

$$\sigma_{r}(1;z) = -0.0075 + 0.1658 \cdot z - 0.13 \cdot z^{2} + 0.07 \cdot z^{3},$$
  

$$\tau_{rz}(1;z) = -0.27 \cdot z + 0.2 \cdot z^{2} + 0.07 \cdot z^{3},$$
(8)

тогда в совокупности условия (4), (7) или (4), (8) дадут полную формулировку соответствующей граничной задачи теории упругости.

На рисунке 5 изображены графики функции потенциальной энергии формоизменения F(r, z) в случае одинаковой по модулю нагрузки и при  $p_h = 2p_0$ .



Рис. 5. Функция F(r, z) при нагрузках  $p_0 = p_h$  и

$$p_h = 2p_0$$



Рис. 7. 1 – F(r,0), 2 – F(r,1) при  $p_h = 2p_0$ 

Для удобства на графиках 6 и 7 приведены сечения двумерного графика функции плоскостями r = 0 и z = 0, z = 1 в случае несимметричной нагрузки при  $p_h = 2p_0$ .

Как и следовало ожидать, функция потенциальной энергии формоизменения при симметричной нагрузке на основания цилиндра также распределяется симметрично.

В таблице 3 приведены точки и значения глобального максимума функции потенциальной энергии формоизменения при фиксированной нагрузке  $p_0$  на верхнее основание и пропорциональном увеличении нагрузки на нижнее основание  $p_h = s \cdot p_0$ .

Таблина 3-	Точки и	значения	глобального	максимума	функции
гаолица 5	I O IKH H	Sha termin	1100001011010	Marchinyma	функции

$s = p_h/p_0$	1	2	3	4
h <sub>max</sub>	0,5	0,601	0,651	0,682
F <sub>max</sub>	0,146	0,224	0,306	0,391

Итак, если зафиксировать нагрузку на одном из оснований цилиндра и увеличивать ее на другом основании, то значение глобального максимума функции потенциальной энергии будет расти, и этот рост не будет линейным.

#### Выводы

В данной работе предложен способ нахождения в цилиндре, который сдавливается с двух сторон, точек, наиболее опасных с точки зрения прочности.

Получены аналитические выражения для компонент вектора перемещений и тензора напряжений короткого цилиндра, к основаниям которого приложены нагрузки (симметричные и несимметричные). В качестве функции Эри взята сумма, являющаяся частью ряда, дающего приближенное решение для короткого цилиндра.

Показано, что как в случае симметричной, так и несимметричной нагрузки точка глобального максимума функции потенциальной энергии формоизменения находится на оси цилиндра. При этом в случае симметричной нагрузки точка максимума находится в середине высоты цилиндра. При пропорциональном увеличении нагрузки на одно из оснований, точка экстремума смещается вдоль оси ближе к тому торцу цилиндра, к которому приложена большая нагрузка.

#### Список литературы

- Власов В. З. Балки, плиты и оболочки на упругом основании / Власов В. З. М. : ГИФМЛ, 1960. – 490 с.
- 2. Александров А. С. Обзор применения критериев прочности и условий пластичности в до-

рожных конструкциях и грунтовых основаниях / Александров А.С., Александрова Н. П. // Совершенствование технологий строительства и ремонта дорог для условий Сибири : сб. науч. тр. – Омск : Изд-во, 2010. – С. 65–86.

- Кухарь В. В. Макропоказатели формоизменения и работа деформации при осадке заготовок выпуклыми плитами / Кухарь В. В. // Вісник Національного технічного університету України «КПІ́». Серія «Машинобудування». – К. : Вип. №64, 2012. – С. 227–233.
- Тутышкин Н. Д. Моделирование деформационной повреждаемости материалов при осесимметричной осадке / Тутышкин Н. Д., Куанг Х. Х. // Известия ТулГУ. Естественные науки. – Тула : Вып. №1, 2011. – С. 129–137.
- Локощенко А. М. Исследование осадки круговых цилиндров при ползучести с учетом и без учета бочкообразования / Локощенко А. М., Моссаковский П. А., Терауд В. В. // Вычислительная механика сплошных сред. – 2010. – Т. 3, №1. – С. 52–62.
- Штефан Т. А. Энергия формоизменения в коротком цилиндре при аксиальной симметрической деформации / Т. А. Штефан, Е. В. Величко / Штефан Т. А., Величко Е. В. // Деформация и разрушение материалов. М. : «Наука и технологии». 2014. №(6). С. 12–18.
- Ляв А. Математическая теория упругости / Ляв А. – М. : ОНТИ НКТП СССР, 1935. – 675 с.
- Лурье А. И. Теория упругости / Лурье А. И. М. : ГИФМЛ, 1970. – 940 с.

Поступила в редакцию 29.11.2016

# Штефан Т. О., Засовенко А.В. Дослідження функції енергії формозмінення в циліндрі при аксіальній симетричній деформації під дією стискаючих навантажень

Як об'єкт дослідження розглядається круговий циліндр кінцевої висоти, що знаходиться під дією навантажень, прикладених до основи циліндра. Метою представленої роботи є знаходження критичних областей деформованого пружнього кругового циліндру з точки зору четвертої гіпотези міцності (енергетичної гіпотези міцності Мізеса). Передбачається, що циліндр знаходиться в умовах аксіальної симетричної деформації, яка викликана дією на його основу параболічних штампів, що виробляють стискуюче навантаження.

**Ключові слова:** пружний циліндр, вісесиметрична деформація, енергія формозмінення, многочлени Лежандра.

# Shtefan T., Zasovenko A. Research function of energy forming cylinder for axial symmetric deformation under compressive loads

As the object of study is considered a circular cylinder of finite height, is under the influence of the loads applied to the base of the cylinder. The aim of the present work is to find the critical areas of the elastic deformation of a circular cylinder in terms of the strength of the fourth hypothesis (Mises's energy hypothesis of strength). It is assumed that the cylinder is symmetrical in terms of axial deformation caused by the action of base on its parabolic stamps, generating a compressive load.

Key words: elastic cylinder, axisymmetric deformation, forming energy, Legendre polynomials.

# УДК 621.45.037: 621.45.02

# *Я.* В. Двирник <sup>1</sup>, Д. В. Павленко <sup>2</sup>

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

# ВЛИЯНИЕ ПЫЛЕВОЙ ЭРОЗИИ НА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОСЕВОГО КОМПРЕССОРА ГТД

Приведены результаты моделирования течения потока в проточной части многоступенчатого осевого компрессора газотурбинного двигателя. Установлены закономерности изменения основных газодинамических характеристик компрессора от времени наработки в условиях запыленной атмосферы. Выполнена оценка предельной наработки двигателя с точки зрения потери запаса газодинамической устойчивости компрессора.

**Ключевые слова:** газотурбинный двигатель, компрессор, лопатка, моделирование, метод конечных элементов, износ, газодинамическая устойчивость, помпаж, наработка.

Оценка текущего технического состояния авиационных газотурбинных двигателей (ГТД) в процессе эксплуатации и его предельных возможностей соответствует современным требованиям, предъявляемым к газотурбинным двигателям с целью повышения ресурса и поддержания высокого уровня эксплуатационной надежности. Прогнозирование текущих и критических (предотказных) состояний газотурбинных двигателей при эксплуатации в условиях запыленной атмосферы позволяет своевременно проводить мероприятия по техническому обслуживанию двигателя и системы очистки воздуха на входе [1].

Для ГТД, эксплуатирующегося в запыленной атмосфере, одной из актуальных задач, является оценка влияния эрозии лопаток компрессора на газодинамические характеристики. Ее решение наряду с оценкой влияния эрозии пера лопаток на виброчастотные характеристики, позволит разработать рекомендации по ремонту компрессора.

Процесс эрозионного износа лопаток компрессора является предметом исследования многих отечественных и зарубежных ученых таких как Грант, Хусейн, Бахан, В Табаков [1-4]. В этих, и ряде других работ, изучается основной механизм изнашивания, рассматриваются модели эрозионного износа. Однако, вопрос относительно влияния эрозионного износа на газодинамические характеристики компрессора в данных работах не раскрыт. В работах Р. Курц, К. Брун, А. Кумар, А. Хамед [5-7] изучается влияние эрозионного износа на геометрию профиля пера лопаток. Отмечается, что эрозионный износ лопаток проявляется в изменении геометрических параметров их профиля, увеличении шероховатости аэродинамических и величины радиального зазора. Показано, что увеличении радиального

вали влияние эрозионного износа на параметры
 вертолетных ГТД с пылезащитными устройства-

тики компрессора.

верголетных ГГД с пылезащитными устроиствами. Авторы анализировали факторы, влияющие на уровень износа профиля пера лопаток, которыми являются размер частиц пыли и скорости их соударения. Результаты данного исследования позволяют прогнозировать уровень эрозионного износа. Однако, вопрос о влиянии пылевой эрозии на газодинамическую устойчивость (ГДУ) компрессора не рассматривался.

зазора наиболее негативно влияет на характерис-

В работе П. Йоханнеса и Н. Алана [8] исследо-

Биксаев А. Ш. в работе [9] рассматривает процесс эрозии лопаток, зависящий от ряда факторов: размера частиц пыли, материала лопатки и угла их соударения. Показано, что при высокой запыленности атмосферы (свойственной для эксплуатации вертолетных ГТД) наблюдается усиленный износ периферийных участков лопаток последних ступеней. Установлено, что износ лопаток компрессора приводит к изменению геометрии аэродинамического профиля и увеличению шероховатости поверхности лопатки. В результате, снижается коэффициент полезного действия компрессора, степень повышения давления, расход воздуха и запасы ГДУ отдельных ступеней и компрессора в целом.

Таким образом, анализ существующих публикаций показывает, что задача влияния пылевой эрозии на газодинамические характеристики осевого компрессоров ГТД является актуальной. Целью настоящего исследования являлась оценка предельного износа пера рабочих лопаток компрессора турбовального ГТД с точки зрения потери газодинамической устойчивости. Для достижения поставленной цели были решены задачи, связанные с моделированием течения потока

<sup>©</sup> Я. В. Двирник, Д. В. Павленко, 2017

в проточной части компрессора и построения напорных характеристик при различной степени износа пера лопаток.

Изучали влияние изменения геометрии пера лопаток вследствие пылевой эрозии на характеристики многоступенчатого осевого компрессора. В качестве основных характеристик компрессора были определены ветки напорной характеристики, КПД и коэффициент запаса газодинамической устойчивости.

На сегодняшний день наиболее популярные методики расчета газодинамических характеристик двигателей основаны на решении основных уравнений газовой динамики: закона неразрывности потока (сохранения массы), закона сохранения импульса (уравнения Навье-Стокса) и уравнении сохранения энергии. Такой подход не позволяет в полной мере учитывать особенности геометрии пера лопаток в различных сечениях и ряд других особенностей геометрии проточной части. Для их учета находят широкое применение методы численного анализа, которые подразумевают замещение реального объекта исследования на математическую модель, параметры которой (давление, скорость, температура, число маха, и т. п.) определяются с помощью различных уравнений, неравенств и математических соотношений, описывающих основные закономерности, которыми обладает реальный объект. Основными уравнениями, описывающими поведение потока в межлопаточном канале компрессора, являются уравнения Навье-Стокса (1) осредненные по Рейнольдсу, которые доопределены уравнением неразрывности потока (2) [10]:

$$\frac{\partial \upsilon}{\partial t} = -\left(\vec{\upsilon} \cdot \nabla\right)\vec{\upsilon} + \nu \Delta \vec{\upsilon} - \frac{1}{\rho}\nabla p + \vec{f} , \qquad (1)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{\vartheta}) = 0, \qquad 0$$

где  $\nabla$  – оператор набла, <u>А</u> – векторный оператор Лапласа, *t* – время, <u>V</u> – коэффициент кинематической вязкости,  $\rho$  – плотность, *p* – давле-

ние,  $\vec{f}$  – векторное поле массовых сил.

Моделирование течения потока в проточной части 12-ступенчатого осевого компрессора турбовального ГТД семейства ТВЗ-117 выполняли методом конечных элементов. Использовали модуль CFX программного комплекса ANSYS [11]. Твердотельные модели рабочих лопаток и лопаток направляющего аппарата строили в CAD системе Unigraphics NX (рис. 1).

Импортирование моделей лопаток всех ступеней рабочих лопаток в систему ANSYS позволило получить модель (рис. 2) в соответствии с геометрией натурного компрессора (рис. 3).



Рис. 1. Твердотельная модель рабочей лопатки первой ступени компрессора



Рис. 2. Геометрическая модель лопаточных венцов компрессора

2)

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2017



Создание конечно-элементной модели с одной стороны определяет качество расчета и адекватность расчетной модели, а с другой — потребную вычислительную мощность и объем оперативной памяти, которая влияет на скорость получения результатов [12, 13]. Построение сетки конечных элементов воздушного потока компрессора было выполнено с использованием сеточного генератора TurboGrid, что позволило получить структурированную качественную сетку для профилей пера лопаток. Для лопатки каждой ступени была построена отдельная сеточная модель потока (домен). При построении расчетной сетки были соблюдены следующие параметры, влияющие на точность результатов [14]:

 топология — ATM Optimized, что обеспечило получение для лопаток, имеющих профиль пера с большой закруткой, высококачественной сетки с конечными элементами гексаэдральной формы;

- параметр у+ - размер первой пристеночной ячейки имеет значение в пределах (50150) ед.;

 отношение сторон ячеек не превышало 5. На рис. 4 и 5 показана конечно-элементная модель рабочего венца и направляющего аппарата компресора.

Домены рабочих лопаток построены с возможностью перетекания воздуха в радиальном зазоре, что реализовано за счет построения дополнительного интерфейса в периферийной части пера. Расчетная область 12-ступенчатого осевого компрессора включала 26 доменов (рис. 6).

Расчет был произведен для 8-ми различных частот вращения ротора компрессора – 83 %, 85 %, 87 %, 90 %, 97 %, 100 % и 103 %, где 1 % соответствует – 195,37 об/мин. Каждой частоте вращение соответствуют определенные углы установки входного направляющего аппарата и последующих четырех ступеней направляющего аппарата. Зависимость данных углов от частоты вращения ротора представлены на рис. 7.



**Рис. 4.** Конечно-элементная модель воздушного потока рабочей лопатки первой ступени в периферийном сечении (*a*), втулочном сечении (*б*) и по высоте лопатки (*в*)



Рис. 5. Расчетная сетка воздушного потока лопатки входного направляющего аппарата компрессора



Рис. 6. Расчетная область проточной части компрессора



**Рис. 7.** Зависимости углов установки лопаток направляющего аппарата ( $\alpha^{\circ}$ ) от частоты вращения ротора компрессора ( $n_{m\kappa}$ %)

Для уменьшения потребной вычислительной мощности, для каждой ступени компрессора моделировали по одной лопатке с условием циклической симметрии по боковым границам домена [15]. На сопрягающихся границах областей, принадлежащих различным ступеням, был определен интерфейс между стационарными и вращающимися областями (Stage (Mizing-Plane)), позволяющий проводить интерполяцию между сопрягаемыми сетками, учитывая законы сохранения энергии. Удовлетворительным критерием сходимости определялась величина среднеквадратич-**НОЙ НЕВЯЗКИ (RMS) на уровне 10**<sup>-6</sup>. Данная величина сходимости достигалась за 600-870 итераций.

Выбор модели турбулентности определяется характером турбулентного потока, требуемой точности, доступных вычислительных ресурсов и временных затрат. В качестве модели турбулентности была выбрана SST «k – <sub>(0)</sub>» – модель Ментера, как более точная и надежная для класса потоков с положительным градиентом давления при обтекании профилей [14]. В качестве рабочего тела использовался идеальный газ, относительное давление — 0 Па, полное давление на входе в компрессор — 101,325 кПа, полная температура — 288 К. На выходе из компрессора задавали расход воздуха в единицах измерения кг/с. Каждой из 8-ми частот вращения соответствовал свой диапазон величины расхода воздуха, в общем диапазоне от 4 до 11 кг/с с целью построение напорных характеристик компрессора.

На этапе анализа результатов численного моделирования была произведена оценка адекватность модели, т. е. степень ее соответствия действительным физическим процессам. Благодаря широким возможностям используемого программного продукта, помимо числовых результатов, также возможно получить графическую визуализацию проведенных расчетов, таких как поля распределения давления, скорости, температуры и т.п. в любых интересующих плоскостях и сечениях.

Для оценки адекватности численного эксперимента расчет компрессора был проведен с учетом радиальных зазоров в рабочих колесах, регламентируемых конструкторским чертежом. Так для 1-4 ступеней рабочих колес зазор составляет 0,4 мм, 5-8 ступеней - 0,5 мм и 9-12 - 0,6 мм. Расчетные данные сравнивали с экспериментальными, полученными по результатам исследования натурного компрессора [16]. Экспериментальные исследования проводили с целью оценки запасов газодинамической устойчивости компрессора двигателя семейства ТВЗ-117. В результате исследований оценивали линию потребных запасов газодинамической устойчивости, линию, ограничивающую положение «рабочей линии» - «предельная рабочая линия», напорную линию изолированного компрессора на режимах  $n_{nn} = 95\%$  и 98% (приведенная частота вращения ротора), и линию режимов совместной работы компрессора и турбины двигателя.

Результаты расчета основных характеристик компрессора в сравнении с экспериментальными данными в условиях  $n_{np} = 95 \%$  и 98 % показаны на рис. 8 и 9.



Рис. 9. Сравнение КПД компрессора

Представленные результаты расчета показывают сходимость расчетного и экспериментального методов определения характеристик компрессора в исследуемых диапазонах частот вращения ротора в пределах 24 %. Таким образом результаты оценки адекватности модели показывают, что она может быть использована для расчета параметров компрессора с лопатками, подвергшимся изменению геометрии в результате изнашивания.

Дополнительно были проведены расчеты для определения линий напорных характеристик и КПД компрессора для приведенных частот вращения, соответствующих 83 %, 85 %, 87 %, 90 %, 92 %, 95 %, 100 % и 103 % (рис. 10, 11).

Поля скорости, давления и температуры рабочего тела в межлопаточном канале показаны на рис. 12—18. В работе [17] было установлено, что основным последствием пылевой эрозии является изменение геометрии пера рабочих лопаток компрессора. В процессе воздействия абразивных частиц на лопатки компрессора, уменьшается хорда профиля пера, толщина пера и увеличивается радиальный зазор между торцом лопатки и статором (рис. 19).

Для оценки влияния пылевой эрозии на изменение газодинамических характеристик компрессора, были выполнены расчеты для номинальной (исходной) геометрии пера лопаток, а также геометрии, соответствующей наработки в эксплуатации 200, 400, 600 и 800 ч [18]. В табл. 1 представлены величины износа хорды ( $\Delta b$ , мм) в периферийной части лопаток и величина радиального зазора ( $\Delta h$ , мм) для компрессора без наработки и после 800 ч. наработки в условиях запыленной атмосферы.



Рис. 10. Расчетная напорная характеристика 12-ступенчатого осевого компрессора для различных приведенных частот врашения ротора



Рис. 11. Расчетный КПД 12-ступенчатого осевого компрессора для различных приведенных частот вращения ротора



Рис. 12. Поле статического давления в меридиональном сечении



Рис. 13. Поле статического давления в среднем сечении





Рис. 15. Поле полного давления в среднем сечении



Рис. 16. Поле температуры в меридиональном сечении



Рис. 17. Поле температуры в среднем сечении



Рис. 18. Распределение статического давления на лопатках компрессора



Рис. 19. Геометрия номинального (а) и изношенного (б) пера лопатки компрессора

№ ступени	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\Delta b_{0 \text{ часов}}$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$\Delta h_{0 \text{ часов}}$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,6
Δb <sub>800 часов</sub>	2,53	1,57	2,38	2,83	3,23	3,99	3,14	2,59	2,55	2,45	2,50	2,26
Δh 800 часов	1,27	1,31	1,63	1,78	1,85	2,3	1,95	2,1	2,36	2,43	2,5	2,53

Таблица 1 – Износ хорды и радиального зазора у периферии рабочих лопаток

Результаты расчетов напорной характеристики (рис. 20) и КПД компрессора (рис. 21) от времени наработки в условиях запыленной атмосферы показали, что с увеличением интенсивности износа пера лопаток, степень сжатия в компрессоре и его КПД уменьшается. Так же видно, что граница устойчивой работы снижается, тем самым уменьшая запас газодинамической устойчивости (ГДУ)  $\Delta K_{v}$ .



Рис. 20. Зависимость напорной характеристики компрессора от времени наработки в условиях запыленной атмосферы



Рис. 21. Зависимость КПД компрессора от времени наработки в условиях запыленной атмосферы

Запас ГДУ был рассчитан в соответствии с уравнением (3) [19], результаты расчета представлены в табл. 2:

$$\Delta K_{y} = \left[\frac{\left(\pi/G\right)_{zpah.}}{\left(\pi/G\right)_{pa\delta.p.}} - 1\right] \cdot 100\%, \qquad (3)$$

где  $\pi^*_{\kappa.pab}$  и  $G_{\epsilon.np.pab}$  – степень повышения давления и приведенный расход в рабочей точке,  $\pi^*_{\kappa.r}$  и  $G_{\epsilon.np.r}$  – степень повышения давления и приведенный расход на границе устойчивости соответственно.

Известно, что снижение запаса ГДУ компрессора на 15 % вызывает появление устойчивого срыва (помпажа) при стендовом испытании двигателей семейства ТВ3-117 [7]. Анализ полученных результатов показывает, что исследуемый компрессор достигает своего предельного состояния (снижение ГДУ на 15 %) при наработке в условиях запыленной атмосферы в течение 780...790 ч.

Анализ абсолютной скорости потока в области периферии для нового и изношенного компрессора (рис. 22), а также поля абсолютной скорости потока на высоте 90 % от втулки компрессора (рис. 23) показал, что вследствие эрозионного износа в периферийной части лопаток VII...Х ступеней компрессора развивается срыв потока, приводящий к возникновению помпажа. Причиной данного явления явилось уменьшение хорды рабочих лопатки и увеличение радиального зазора.

#### Конструкция и прочность

**Таблица 2** — Запас газодинамической устойчивости компрессора при различной наработке в условиях запыленной атмосферы

<u>п</u> <sub>пр</sub> , % Время наработки	95	98	100	103
0 ч	25,25 %	22,14 %	20,58 %	19,1 %
200 ч	21,30 %	18,32 %	16,52 %	15,13 %
400 ч	17,35 %	14,51 %	12,46 %	11,16 %
600 ч	13,39 %	10,69 %	8,39 %	7,18 %
800 ч	9,44 %	6,87 %	4,33 %	3,21 %



Рис. 22. Абсолютная скорость потока в периферийной области лопаток исходного (а) и изношенного (б) компрессора



Рис. 23. Абсолютная скорость потока на высоте 90 % пера лопаток

Таким образом, исследования влияния пылевой эрозии на газодинамические характеристики осевого компрессора ГТД, эксплуатирующегося в условиях запыленной атмосферы, позволили установить снижение степени его сжатия, КПД, приведенного расхода воздуха и запаса газодинамической устойчивости по мере увеличения наработки в эксплуатации. Установлено, что предельная наработка двигателя в условиях запыленной атмосферы, приводящая к снижению границы его газодинамической устойчивости до величины, при которой наблюдается появление устойчивого срыва (помпажа), составляет 780...790 часов.

#### Список литературы

- Tabakoff W. Effects of suspended solid particles on the properties in cascade flow / W. Tabakoff, M. Hussein // AIAA Journal. – Aug. 1971. – P. 1514–1519.
- Hussein M. Dynamic behavior of solid particles suspended by polluted flow in a turbine stage / M. Hussein, W. Tabakoff // Journal of Aircraft. – July 1973. – P. 434–440.
- Grant G. Erosion prediction of turbomachinery resulting from environmental solid particles / G. Grant, W. Tabakoff // Journal of Aircraft. – May 1975. – P. 471–478.
- Hamed A. Erosion and deposition in turbomachinery / A. Hamed, W. Tabakoff // Journal of Propulsion And Power. – March 2006. – Vol. 22, N 2. – P. 350–360.
- Kurz R. Degradation in gas turbine systems / R. Kurz, K. Brun // ASME Journal, Three Park Avenue. – New York. – August 2000. – P. 1–9.
- Kumar A. Robust design of compressor fan blades against erosion / Apurva Kumar, Andy J. Keane, Prasanth B. Nair // Journal of mechanical design. – July 2006. – Vol. 128. – P. 864–873.
- Hamed A. Modeling of compressor performance deterioration due to erosion / A. Hamed, W. Tabakoff, D. Singh // International Journal of Rotating Machinery. – 1998. – Vol. 4, N. 4. – P. 243–248.
- Johannes P. Erosion of dust-filtered helicopter turbine engines. Part I: Basic theoretical considerations / P. Johannes, N. Alan // Journal of Aircraft. – January 1995. – Vol. 32, N. 1. – P. 106–111.
- Анализ методов защиты авиационных газотурбинных двигателей от вредных факторов среды эксплуатации / Биксаев А. Ш., Сенюшкин Н. С., Лоскутников А. А. и др. // Молодой ученый. – 2013. – № 8. – С. 75–77.
- Hirsch C. Numerical computation of internal and external flows: Fundamentals of computational fluid dynamics / C. Hirsch. – Vol. 1, second edition. – 2007. – 695 p.

- Madenci E. The Finite Element Method and Applications in Engineering Using Ansys / Madenci E., Guven I. // Springer Science-i-Business Media, LLC., 2006. "XVI 686. "463 p.
- Хитрых Д. Обзор сеточных возможностей сеточного генератора ICEM CFD версии 12.0. Часть 1 / Хитрых Д. // Ansys Advantare. – 2009. – № 10. – С. 44–47.
- Хитрых Д. Обзор сеточных возможностей сеточного генератора ICEM CFD версии 12.0. Часть 2 / Хитрых Д. // Ansys Advantare. – 2009. – № 11. – С. 41–44.
- 14. Численный анализ возможностей 2-d и 3-d методов проектирования осевых турбомашин / Ю. М. Ануров, С. О. Беляева, В. А. Коваль и др. // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 2009. №4/5 (40). С. 12–18.
- 15. Расчет пространственной структуры потока в ступени осевого компрессора в программном комплексе Ansys CFX / Учебное пособие / О. В. Батурин, Д. А. Колмакова, В. Н. Матвеев и др. – Самара : Изд-во Самар. гос. аэрокосм. ун-та, 2011. – 100 с.
- Техническая справка по проверке достаточности запасов газодинамической устойчивости (ГДУ) компрессора двигателя ТВ3-117ВМ серии 02 № 225788362001. — 30.11.2016 г.
- Гуморев А. В. Моделирование эрозионного износа лопатки компрессора /А. В. Гуморев, Р. Г. Акмаледтинов // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета. – 2011. – №3 (27). – С. 233–239.
- Павленко Д. В. Закономерности изнашивания рабочих лопаток компрессора вертолетных двигателей, эксплуатирующийся в условиях запыленной атмосферы / Павленко Д. В., Двирник Я. В. // Вестник двигателестроения. – 2016. – №1. – С. 42–51.
- Нечаев Ю. Н. Теория авиационных газотурбинных двигателей. Ч.1 / Нечаев Ю. Н., Федоров Р. М. – М. : Машиностроение, 1977. – С. 153–154.

Поступила в редакцию 31.05.2017

#### Двірник Я.В., Павленко Д.В. Вплив пилової ерозії на газодинамічні характеристики осьового компресора ГТД

Наведено результати моделювання течії потоку в проточній частині багатоступеневого осьового компресора газотурбінного двигуна. Встановлено закономірності зміни основних газодинамічних характеристик компресора від часу напрацювання в умовах запиленої атмосфери. Виконано оцінку граничного напрацювання двигуна з точки зору втрати запасу газодинамічної стійкості компресора.

*Ключові слова:* газотурбінний двигун, компресор, лопатка, моделювання, метод кінцевих елементів, зношування, газодинамічна стійкість, помпаж, напрацювання.

#### Dvirnyk Ya., Pavlenko D. Influence of blades dust erosion on the axial compressor gasdynamic characteristics of Gas turbine engine

The results of flow simulation of an axial multi-stage compressor of a gas turbine engine are presented. The relation between the main gas-dynamic characteristics of the compressor and operating time in dusty atmosphere are established. The estimation of the maximum operating time of the engine in terms of loss of the gas-dynamic stability of the compressor is performed.

*Key words:* gas turbine engine, compressor, blade, modeling, finite elements method, wearing, gas-dynamical stability, surging, operating time.

## УДК 658.52.011.56;621.771.06

## А. Н. Миронов, канд. техн. наук А. П. Егоров, канд. техн. наук О. Е. Потап, канд. техн. наук И. Г. Тригуб

Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепр

# МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ В ДВУХНИТОЧНОЙ ЧЕРНОВОЙ ГРУППЕ КЛЕТЕЙ НЕПРЕРЫВНОГО МЕЛКОСОРТНОГО СТАНА

При производстве мелкосортных профилей потери металла в обрезь связаны с нестабильностью геометрических размеров сечения мелкосортного проката, что обусловлено нерациональной настройкой скоростного режима прокатки. Вместе с тем оценка величины натяжения проката позволит осуществить корректировку скоростного режима и таким образом минимизировать нестабильность площади поперечного сечения подката на входе в чистовую группу клетей. Сложность разработки такого способа оценки заключается в отсутствии соответствующих измерительных средств размеров проката и величины натяжения. В связи с этим актуальной задачей является разработка компьютерной модели двухниточной черновой группы клетей непрерывного мелкосортного стана, которая позволит исследовать изменение величины натяжения.

**Ключевые слова:** непрерывный мелкосортный стан, двухниточная прокатка, черновая группа клетей, модель, натяжение, вытяжка, уширение.

#### Введение

Черная металлургия и прокатное производство неразрывно связаны с авиастроением в Украине. Металлопрокат находит широкое применение: от мелкосортного профиля для пластин коллекторов в электродвигателях до листового проката для изготовления обшивки и корпусов агрегатов. На сегодняшний день в Украине существуют проблемы, связанные с такой важной и значимой отраслью народного хозяйства, как прокатное производство. Это проблемы экономического, производственного характера, вопросы повышения качества продукции, напрямую связанные с эксплуатационным состоянием машин и агрегатов металлургического производства, так как их характеристики влияют на показатели качества продукции и производительность в целом. При производстве мелкосортного проката существуют жесткие требования к сокращению потерь металла в виде обрези, что невозможно без применения автоматических и автоматизированных систем. Основными задачами, которые решает автоматизация непрерывных мелкосортных станов (НМС), являются настройка и поддержание рациональных режимов ведения технологического процесса, а также минимизация потерь металла.

#### Состояние вопроса и постановка задачи

Потери металла в обрезь связаны с нестабильностью геометрических размеров сечения мелкосортного проката, что обусловлено как влиянием значительного количества технологических возмущений (изменение температуры, размеров и механических свойств заготовки по длине), так и нерациональной настройкой прокатного оборудования и скоростного режима в группах клетей мелкосортного стана.

При производстве мелкосортных профилей на НМС наиболее эффективным каналом управления размерами проката является корректировка скоростного режима прокатки [1]. Непрерывные станы с индивидуальным управлением скоростным режимом прокатки значительно расширяют технологические возможности управления скоростью прокатки в каждой клети, что стабилизирует работу стана и способствует росту его производительности.

Анализ литературных источников показывает, что исследователи уделяют наибольшее внимание проблемам управления скоростным режимом однониточных чистовых групп клетей [1, 2]. Значительно меньше изучены вопросы управления скоростным режимом прокатки в двухниточной черновой группе клетей. Вместе с тем оценка величины натяжения в черновой группе клетей позволит осуществить корректировку скоростного режима и таким образом минимизировать нестабильность величины площади поперечного сечения подката на входе в чистовую группу клетей.

Сложность разработки такого способа оценки заключается в отсутствии соответствующих измерителей фактических размеров проката и

© А. Н. Миронов, А. П. Егоров, О. Е. Потап, И. Г. Тригуб, 2017

величины натяжения [3]. В связи с этим актуальной задачей является разработка компьютерной модели двухниточной черновой группы клетей непрерывного мелкосортного стана, которая позволит исследовать изменение величины натяжения. Данные об изменении величины натяжения позволят скорректировать скоростной режим прокатки, уменьшить разнотолщинность проката и сократить количество обрези.

#### Основное содержание исследований

При разработке математической модели использовались упрощенные уравнения для моделирования процесса прокатки на сортовых станах [4]. Реализация модели выполнена на основе структурного моделирования работы семи клетей двухниточной черновой группы HMC 250-1 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

Схема модели двухниточной черновой группы клетей представлена тремя группами взаимосвязанных блоков-подсистем (рис. 1): первая группа блоков (MLi) вычисляет геометрические (hli и bli), кинематические (Mi и Vli) и энергосиловые (Tli и Pli) параметры прокатки в семи клетях (i-номер клети), вторая группа (RLi,i+1) реализует расчет параметров натяжения ( $\sigma$  ij), температуры (T0j) и изменения геометрических размеров сечения металла (h0j и b0j) в межклетевых промежутках.

С помощью третьей группы блоков (*EDi*) в модели определяются параметры работы главных электроприводов прокатных клетей, при этом выходное значение частоты вращения привода  $n_i$  используется для расчета скорости деформации в блоках *MLi*. Для задания значений температуры и размера заготовки используется отдельный блок *BBI*.

Для моделирования динамики процесса формоизменения проката в і-й клети на вход блоков MLi подаются следующие переменные: геометрические размеры (ширина  $b_{0i}$ , высота  $h_{0i}$ ) и температура подката  $T_{0i}$ , переднее и заднее натяжение проката  $\sigma_{ii}$ , а также частота вращения  $n_i$ привода клети и зазор между валками Z<sub>i</sub>. Выходными переменными подсистемы MLi являются геометрические размеры (ширина  $b_{1i}$ , высота  $h_{1i}$ ) и температура проката  $T_{1i}$  на выходе из *i*-й клети, скорость металла на входе  $V_{0i}$  и выходе  $V_{1i}$ клети, а также момент М, прокатки. Процесс вычисления в модели реализуется в режиме реального времени, однако полную картину изменения натяжения и уширения полосы можно получить после её выхода из последней клети черновой группы.

В качестве постоянных параметров в блоках MLi задаются передаточное число редуктора  $j_i$ , радиус валков  $R_i$  и модуль жесткости клети  $M_{ki}$ . Расчет основных технологических параметров процесса прокатки в модели выполняется на основе фундаментальных зависимостей, приведенных в работе [4].

Расчет параметров и моделирование работы главного привода каждой из семи клетей черновой группы реализуется в блоках *EDi*. Главный привод *i*-й прокатной клети представлен двигателем постоянного тока с независимой катушкой возбуждения и системой подчиненного регулирования [3].

Расчет межклетевых усилий и удельного натяжения металла в промежутках между клетями *i*-й и (i+1)-й, а также текущих геометрических размеров проката в математической модели осуществляется в подсистемах *RLi*,*i*+1 (см. рис. 1).



Рис. 1. Структурная схема модели двухниточной черновой группы клетей НМС

Входными переменными блоков RLi, *i*+1 являются скорость, геометрические размеры и температура проката на выходе из предыдущей клети, а также скорость прокатки на входе в следующую клеть. Выходные расчетные параметры подсистем RLi, *i*+1: удельное натяжение, геометрические размеры и температура проката на входе в следующую клеть. С учетом данных работ [5] и [6] изменение удельного натяжения полосы между соседними клетями реализовано в модели инерционным звеном первого порядка.

Сила натяжения  $\sigma_{i,i+1}$  связана с относительным рассогласованием скоростей концевых сечений прутка  $\Delta v_{i,i+1}$  соотношением:

$$\sigma_{i,i+1}(t) = E \cdot \Delta v_{i,i+1} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{V_{0,i+1}}{L_0} \cdot t\right) \right], \quad (1)$$

где  $\Delta v_{i,i+1}$  – рассогласование скоростей концевых сечений прутка,  $L_0$  – длина прутка,  $V_{0,i+1}$  – скорость прутка на входе в последующую клеть.

В выражении (1) используется модуль упругости *E*, значение которого существенно зависит от температуры металла:

$$E = 16,7 \cdot 10^4 - 57,1 \cdot \frac{T_{0,i+1} + T_{1,i}}{2}, [\text{H/mm}^2], \quad (2)$$

где  $T_{1,i}$  — температура прутка на выходе из предыдущей клети,  $T_{0,i+1}$  — температура прутка на входе в последующую клеть.

Прокатка в двухниточной черновой группе, отличается от однониточной, тем, что на геометрические размеры прокатки влияет количество прокатываемых ниток. Взаимное влияние смежных прокатных нитей моделируется по методике работы [7] (рис. 1).

Общий вид компьютерной модели двухниточной черновой группы клетей HMC 250-1 представлен на рисунке 2.

Для исследования изменения натяжения проката рассматривались две величины: коэффициент вытяжки λ и уширения ξ проката. Первичная настройка модели осуществлялась в отсутствие возмущений по размерам и температуре заготовки. При этом заданные частоты вращения прокатных двигателей подбирались таким образом, чтобы обеспечить минимальные значения натяжения от 5 до 10 H/мм<sup>2</sup>. В результате моделирования прокатки круглого профиля Ø 10 мм в двухниточной черновой группе клетей непрерывного мелкосортного стана 250-1 были получены осциллограммы изменения геометрических, кинематических и энергосиловых параметров прокатки. Ниже, в качестве примера, приведены кривые изменения натяжения (рис. 3) и вытяжки (рис. 4) проката в последнем межклетевом промежутке.

Поскольку на модели сложного, многосвязного объекта постановка экспериментов из-за очень большого числа технологических параметров, значимо влияющих на ход и результаты процессов невозможна, а значительная часть этих параметров не поддается измерению, единственно возможным выходом из описанной ситуации является сопоставление качественных и количественных эффектов взаимного влияния различных моделируемых параметров с аналогичными эффектами, наличие которых однозначно установлено на практике и подтверждается опытом промышленной эксплуатации объекта автоматизации.

Анализ полученных при моделировании процесса прокатки в двухниточной черновой группе клетей НМС результатов показывает, что геометрические (ширина, обжатия, вытяжка), кинематические (опережение, скорость прокатки) и энергосиловые (момент прокатки) параметры соответствовали значениям, наблюдаемым на практике.



Рис. 2. Структура компьютерной модели двухниточной черновой группы клетей НМС



Рис. 3. График изменения натяжения проката в каждой нитке



Рис. 4. График изменения вытяжки проката в каждой нитке





К числу таких эффектов следует отнести:

- «лыжеобразный» характер изменения горизонтального размера проката на выходе из чистовой клети (рис. 5), связанный с отсутствием переднего натяжения в период заполнения состояния и заднего натяжения в период его освобождения заготовкой с большим утолщением на заднем конце раската вследствие более сильного воздействия заднего натяжения;

- ожидаемые изменения межклетьевых усилий и поперечных размеров проката при появлении и исчезновении смежной заготовки в соседней прокатной нитке.

Наличие указанных эффектов, по мнению авторов, свидетельствует об адекватности модели реальному объекту и позволяет утверждать, что созданная динамическая модель с достаточной достоверностью описывает процесс прокатки на HMC250-1 и может быть использована как для исследовательских целей, так и для апробации новых технических решений по автоматическому управлению.

### Выводы и перспективы дальнейших исследований

Разработана компьютерная модель процесса прокатки в двухниточной черновой группе клетей НМС 250-1 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог». Полученные данные об изменении суммарной вытяжки и коэффициента уширения проката на выходе из черновой группы клетей, а также сопоставление качественных и количественных эффектов взаимного влияния различных моделируемых параметров с аналогичными эффектами, наличие которых однозначно установлено на практике и подтверждается опытом промышленной эксплуатации объекта автоматизации. позволяет считать полученную модель адекватной реальному объекту. Данная модель позволит провести исследования изменения натяжения проката. Результаты таких исследований представляют интерес для решения сложной задачи регулирования скоростного режима прокатки, что позволит минимизировать разнотолщинность проката и сократить потери металла в обрезь.

#### Список литературы

- Системы регулирования межклетевых усилий на однониточных сортовых прокатных станах / М. П. Пустыльник, В. Н. Куваев, А. П. Егоров // АСУТП и средства автоматизации черной металлургии на базе микропроцессорной техники. – М. : Металлургия, 1986. – С. 74–79.
- Автоматизация технологических процессов на мелкосортных прокатных станах: монография / А. С. Бешта, В. Н. Куваев, О. Е. Потап, А. П. Егоров. – Днепропетровск : Журфонд, 2014. – 283 с., ил.
- Потап О. Е. Информационное обеспечение системы принятия решений о качестве настройки режима прокатки в черновой группе клетей мелкосортного стана / Потап О. Е., Егоров А. П., Меледин Н. В. – Донецьк : ЛАН-ДОН-XXI, 2013. – С. 315–323.
- Егоров В. С. Упрощенные уравнения для моделирования процесса прокатки на сортовых станах / В. С. Егоров, О. Е. Потап. – Днепропетровск, 1985. – 19 с.
- Егоров В. С. Передаточные функции сил натяжения полосы в межклетевых промежутках непрерывного прокатного стана : Депонированная рукопись / Егоров В. С., Стахно В. И., Потап О. Е. – М. : Черметинформация, 1984 – № 2642. – 19 с.
- Егоров В. С. Модель передачи межклетевых усилий по стану при непрерывной сортовой прокатке / В. С. Егоров, О. Е. Потап // Теоретические проблемы прокатного производства : тез. докл. IV Всесоюз. науч.-техн. конф., Ч. І. – Днепропетровск, 1988. – С. 203–205.
- Егоров А. П. Математическая модель клети при двухниточной прокатке / Егоров А. П., Егоров В. С. // Теория и прокатка металлургии. – Днепропетровск, 1999. – С. 57–59.

Поступила в редакцию 19.05.2017

## Миронов О.М., Єгоров О.П., Потап О.Ю., Тригуб І.Г. Моделювання процесу прокатки в двонитковій чорновій групі клітей безперервного дрібносортного стану

При виробництві дрібносортних профілів втрати металу в обрізь пов'язані з нестабільністю геометричних розмірів площі поперечного перерізу дрібносортного прокату, що обумовлено нераціональним налаштуванням швидкісного режиму прокатки. Разом з тим оцінка величини натягу прокату дозволить здійснити коригування швидкісного режиму і таким чином мінімізувати нестабільність площі поперечного перерізу підкату на вході в чистову групу клітей. Складність розробки такого способу оцінки полягає у відсутності відповідних вимірювальних засобів розмірів прокату і величини натягу. У зв'язку з цим актуальним завданням є розробка комп'ютерної моделі двониткової чорнової групи клітей безперервного дрібносортного стану, яка дозволить досліджувати зміну величини натягу.

**Ключові слова:** безперервний дрібносортний стан, двониткова прокатка, чорнова група клітей, модель, натяг, витяжка, уширення.

### Mironov A., Egorov A., Potap O., Trigub I. Modeling of the rolling process in a twocotton black group of continuous small-section mill

In the production of small-profile profiles, metal losses are associated with instability of the geometric dimensions of the section of small-section rolled products, which is caused by inefficient adjustment of the rolling speed regime. At the same time, estimating the tension of the rolled product will allow for the adjustment of the speed regime and thus minimize the instability of the cross-sectional area of the rolling stock at the entrance to the final group of stands. The complexity of developing such a valuation method lies in the absence of appropriate measuring means for the dimensions of rolled products and the magnitude of the tension. In this regard, the actual task is to develop a computer model of a two-thread roughing group of stands of a continuous small-section mill, which allows to explore the change in the tension value.

*Key words:* continuous small-section mill, double-strand rolling, roughing group of stands, model, tension, stretching, broadening.
## УДК 669.715

## Д-р техн. наук Н. Є. Калініна<sup>1</sup>, М. В. Грекова<sup>1</sup>, В. Т. Калінін<sup>2</sup>, А. В. Кашенкова<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Дніпропетровський національний університет імені Олеся Гончара, м. Дніпро <sup>2</sup> Національна металургійна академія України, м. Дніпро

## РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧА ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ КУЛЕБАЛОНІВ З ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

В результаті проведеної роботи розроблено енергозберігаючий режим термозміцнюючої сходинкової обробки. Це дозволило знизити температури гартування та старіння, що істотно знижує витрати на електроенергію, а також зменшити утворення альфірованого шару, що підвищує якість титанового сплаву і знижує витрати на механічну обробку. В результаті запропонованої технології термозміцнюючої обробки підвищено комплекс механічних властивостей титанового сплаву ВТ6С:  $\sigma_e$  на 10%,  $\delta$  на 8%.

**Ключові слова:** кулебалон, титановий сплав, енергозбереження, термозміцнююча обробка, структура, властивості.

## Вступ

В даний час титанові сплави застосовуються практично у всіх літаках цивільної та військової авіації для виготовлення вузлів шасі, шпангоутів, лонжеронів та інших силових конструкцій відповідального призначення, що дозволяє зменшити масу конструкції на 10...25%.

У ракетних установках з високоміцних титанових сплавів виготовляють кулебалони для зберігання зріджених газів під високим тиском при кріогенних температурах до - 200 °С. Матеріалами для виготовлення кулебалонів служать деформовані двофазні (  $\alpha + \beta$  ) — титанові сплави марок ВТ6, ВТ6С, ВТ14, ВТ8, з межею міцності σ<sub>2</sub> > 800 МПа при задовільній пластичності [1-3]. Виходячи з умов тривалого зберігання кулебалонів, титанові сплави повинні мати однорідну структуру, що забезпечує стабільність розмірів і механічних властивостей. Для забезпечення необхідних вимог, зокрема, енерго-, ресурсозбереження, надійності і довговічності застосовують термозміцнюючу обробку двофазних титанових сплавів, яка полягає в гартуванні і старінні [4-6]. Однак, стримуючим фактором застосування деформованих титанових сплавів є їх висока вартість через енергоємні технології отримання і обробки, а також дефіцит легуючих елементів.

#### Постановка задачі

Виходячи з умов роботи кулебалонів і вимог, що пред'являються до титанових сплавів, завданням роботи була розробка ресурсо- і енергозберігаючої обробки деформованих титанових сплавів за рахунок раціонального хімічного складу і ефективної термозміцнюючої обробки.

### Результати дослідження

Двофазні титанові сплави відносяться до високоміцних, мають хорошу технологічну пластичність в гарячому стані, що дозволяє отримувати з них різні напівфабрикати: листи, плити, поковки, штамповки. Сплави ВТ6С і ВТ14, з межею міцності до 850 МПа, можуть також піддаватися холодному штампуванню [7-9]. У даній роботі розглянуто сплав ВТ6С для виготовлення кулебалонів об'ємом 1,85...130 л; діаметром 154...632 мм; масою 1,95...41,5 кг. Робочий тиск становить 230...330 кгс/см<sup>2</sup> при температурах зріджених газів азоту або гелію до -196 °С. Сплав ВТ6С відноситься до зварювальних титанових сплавів. Хімічний склад сплаву в % мас.: Al-5,0...6,5; V-3,0...4,5. Алюміній - основний зміцнювач титанових сплавів, діє як ефективний  $\alpha$  - стабілізатор, що розширює межі розчинності в β- твердому розчині титану. Крім того, алюміній підвищує питому міцність, жаростійкість, жароміцність і модуль пружності сплаву. Однак алюміній утворює з титаном інтерметалідні фази Ті<sub>3</sub>Аl і ТіАl, які можуть окрихчувати сплав. Ванадій знижує температуру поліморфного перетворення Ti  $\alpha \rightarrow$  Ti  $\beta$ , розширює область твердих розчинів і підвищує міцність і термічну стабільність сплаву ВТ6С.

Рекомендовані режими термічної обробки титанових сплавів приведені в табл. 1 [10–12].

Повна прогартованість забезпечується для заготовок зі сплаву ВТ6С з максимальним перетином 40...45 мм, що відповідає товщині листів зварюваного сплаву ВТ6С для виготовлення кулебалонів.

В даний час на промислових підприємствах застосовують наступну технологію термозміцню-

© Н. Є. Калініна, М. В. Грекова, В. Т. Калінін, А. В. Кашенкова, 2017

Технология производства и ремонта

ючої обробки титанового сплаву ВТ6С: гартування від 970 °С; старіння при температурі 500 °С, витримка 2 години, охолодження на повітрі.

**Таблиця 1** — Режими термічної обробки промислових титанових сплавів

Марка сплаву	Темпера- тура п. п. <i>Т</i> пп, °С	Темпера- тура нагріву під гарту- вання, °С	Темпера- тура ста- ріння, °С	Час витри- мки, год
BT6	880–900	900-950	450-550	2–4
BT6C	950-990	880-980	450-500	2-4
ВТ8, ВТ9	980-1020	920–940	500-600	1–6
BT14	920–960	870–910	480–560	8–16
BT22	840-880	690–750	480–540	8–16

Сплав ВТ6С відноситься до двофазних ( $\alpha + \beta$ ) сплавів. Для забезпечення задовільного поєднання міцності і пластичності двофазних сплавів з ( $\alpha + \beta$ ) — структурою після гартування і старіння необхідно, щоб їх структура перед термічною обробкою була рівноосною. Тому перед термозміцнюючою обробкою проводили рекристалізаційний відпал при температурі 800 °С.

У даній роботі запропоновано проводити охолодження після гартування в підсоленій воді, це скорочує час охолодження і сприяє диспергуванню мікроструктури. Штучне старіння проводили, з метою розпаду метастабільних фаз, отриманих в результаті гартування; воно складається з нагріву при температурі значно нижчій від температури поліморфного перетворення і подальшого охолодження на повітрі.

Отримати оптимальне поєднання міцності і пластичності сплавів з ( $\alpha + \beta$ ) — структурою в результаті гартування і старіння можна лише в разі присутності в структурі первинної  $\alpha$  - фази, яка утворилася при гарячій деформації заготовок. Тому, для сплаву ВТ6С оптимальною термообробкою є гартування в ( $\alpha + \beta$ ) — області і старіння.

Для поліпшення структури і підвищення комплексу механічних властивостей сплаву ВТ6С в роботі запропоновано 2 способи. Перший спосіб: модифікування розплаву в лабораторних умовах дисперсним порошком карбонітриду титану Ті (С, N) з розміром частинок 0,5 мкм. Частинки дисперсного Ті (С, N) служать додатковими центрами кристалізації і тому сприяють подрібненню зерна сплаву. Модифікатор на основі Ті (С, N) вибраний за умови відповідності кристалізаційної гратки з матрицею сплаву та близького атомного радіусу. Другий спосіб: проведення сходинкового гартування ВТ6С відносно температури поліморфного перетворення  $T_{n.n}$  за схемою: нагрів до 960 °С  $\rightarrow$  910 °С, витримка 30 хв, охолодження в воді. Нагрівання проводили в печі СНО - 6.12.6/10 із застосуванням захисної атмосфери для зменшення утворення альфірованого шару на поверхні заготовок. Схема термозміцнюючої обробки представлена на рис. 1.



Рис. 1. Схема розробленого режиму термічної обробки сплаву ВТ6С

## Висновок

В результаті запропонованої термозміцнюючої обробки — ступінчастого гартування і старіння, отримана дисперсна структура сплаву ВТ6С, однорідна по товщині листової заготовки. Зменшено утворення альфірованого шару, що знижує технологічну пластичність сплавів при зварюванні півкуль кулебалону. Досягнуто підвищення міцності властивостей сплаву ВТ6С: σ<sub>e</sub> на

10%, при задовільній пластичності  $\delta$  8%, що забезпечило надійність і довговічність конструкції кулебалону.

### Список літератури

- Богуслаєв В. О. Авіаційно-космічні матеріали та технології / [Богуслаєв В. О., Качан О. Я., Калініна Н. Є.] – Запоріжжя : Мотор Січ, 2009. – 383 с.
- Колачев Б. А. Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов / Колачев Б. А. – М. : Металургия, 1972. – 480 с.
- Калинина Н. Е. Экологические аспекты получения шаробаллонов из титановых сплавов / Н. Е. Калинина, М. В. Грекова, Е.А. Мусина, А. Е. Юхименко // Матеріали VIII наукових читань «Дніпровська орбіта — 2013». — Дніпропетровськ, 2013. — С. 153—155.
- Калинина Н. Е. / Н. Е. Калинина, А. Е. Калиновская // Збірка тез ІІІ науково-технічної конференції «Титан-2012 : виробництво і застосування». Запоріжжя, 2012. С. 69–70.

- 5. Хорев А. И. Термическая, термомеханическая обработка и текстурное упрочнение свариваемых титановых сплавов» / Хорев А. И. // Сварочное производство. № 10. 2012. 20 с.
- Шаповалова О.М. Повышение и стабилизация характеристик механических свойств титановых сплавов путем термической и термоциклической обработки / О. М. Шаповалова, Т. И. Ивченко, А. В. Шаповалов // Аэрокосмическая индустрия и экология, проблемы конверсии и безопасности. Д. 1997. С. 55–57.
- Шаповалов А. В. Влияние микролегирования на структуру и свойства сложнолегированного титанового сплава аэрокосмической техники / А. В. Шаповалов // Вісник дніпропетровського університету. – Д., 1999. – С. 127– 130.
- Хорев А. И. Разработка конструкционных титановых сплавов для изготовления деталей и узлов авиакосмической техники / А. И. Хорев // Сварочное производство. — 2009. — № 3. — С. 13–23.

- Лусенко А. Ф. Формирование структуры и свойств титановых сплавов по механическим свойствам в процессах обработки металлов давлением / Лусенко А. Ф., Первишин А. Н.// Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С. П. Королёва. – М.: 2011. – №1. – С. 12–16.
- Колачев Б. А. Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов / Б. А. Колачев, В. А. Ливанов, В. И. Елагин. – М.: Металлургия, 1972. – 480 с.
- Экологические аспекты получения шаробаллонов из титановых сплавов / Н. Е. Калинина, М. В. Грекова, Е. А. Мусина, А. Е. Юхименко // Матеріали VIII наукових читань «Дніпровська орбіта – 2013». – Дніпропетровськ, 2013. – С. 153–155.
- Хорев А. И. Термическая, термомеханическая обработка и текстурное упрочнение свариваемых титановых сплавов / А. И. Хорев // Сварочное производство. – 2012. – № 10. – С. 11–20.

Поступила в редакцию 24.03.2017

# Калинина Н.Е., Грекова М.В., Калинин В.Т., Кашенкова А.В. Ресурсосберегающая технология изготовления шаробаллонов из титановых сплавов

В результате проведенной работы разработан энергосберегающий режим термоупрочняющей ступенчатой обработки. Это позволило снизить температуры закалки и старения, что существенно снижает расходы на электроэнергию, а также уменьшить образование альфированного слоя, что повышает качество титанового сплава и снижает затраты на механическую обработку. В результате предложенной технологии термоупрочняющей обработки повышен комплекс механических свойств титанового сплава BT6C  $\sigma_{g}$  на 10%,  $\delta$ на 8%.

**Ключевые слова:** шаробаллон, титановый сплав, энергосбережение, термоупрочняющая обработка, структура, свойства.

# Kalinina N., Grekova M., Kalinin V., Kashenkova A. Resource-saving technology production sharoballon of titanium alloy

As a result of the conducted work the energy-saving mode of thermostrengthening step treatment is worked out. It has allowed to reduce temperature quenching and aging, that significantly reduces electric power costs and reduces formation of layer, that improves quality of titanic alloy and reduces tooling costs. As a result of the proposed technology of thermallystrengthened processing complex of mechanical properties of titanium alloy VT6S was increased ( $\sigma_{g}$  by 10%,  $\delta$ by 8%).

Key words: sharoballon, a titanic alloy, energy saving, thermostrengthening, structure, properties.

УДК 621.785; 621.831

## Д-р техн. наук А. Я. Качан, В. В. Кравцов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# ВЛИЯНИЕ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ГЛАВНЫХ ВЕРТОЛЕТНЫХ РЕДУКТОРОВ

В работе, на основе результатов экспериментальных исследований, показано влияние химико-термической обработки на механические свойства, геометрические размеры и микроструктуру поверхностного слоя зубчатых колес главных вертолетных редукторов из стали 16Х3НВФМБ-Ш.

**Ключевые слова**: химико-термическая обработка, цементация, зубчатые колеса, механические свойства стали, экспериментальные данные.

### Введение

Изготовление зубчатых колес — многооперационный технологический процесс, где операции горячей пластической деформации и механической обработки сочетаются с операциями термической обработки заготовок и химико-термической обработки (ХТО) деталей. Зубчатые колеса вертолетных редукторов относятся к числу наиболее сложных в технологическом отношении деталей. При их изготовлении число операций и переходов достигает нескольких десятков. Сложная и ажурная конфигурация зубчатых колес, минимальные припуски существенно усложняют процессы термической и механической обработки, требуют тщательного их выполнения [1].

Работоспособность зубчатых колес в решающей степени зависит от точности изготовления и качества поверхностного слоя зубьев, которое должно быть высоким, чтобы в условиях действия больших контактных напряжений, сил трения и контактных температур рабочие поверхности могли противостоять повреждению и усталостному разрушению [2, 3]. **Цель работы** — оценка влияния химико-термической обработки на механические свойства зубчатых колес главных вертолетных редукторов.

### Объект исследования

В качестве объекта исследования, для XTO приняты колеса зубчатые (рис. 1) из стали 16Х3НВФМБ-Ш. Массовая доля элементов в химическом составе стали, %: С - 0,18; Mn - 0,5; Si - 0,73; S - 0,009; Cr - 2,66; Ni -1,22; W - 1,21; V - 0,49; Mo - 0,43; Nb - 0,18; Ce - 0,01.

#### Методика проведения исследований

Детали поступают частично механически обработанные после меднения, чистые, без забоин и заусенцев.

ХТО подвергались детали из двух плавок:

- 1-я плавка (индивидуальные номера: 007Б, 008Б)

- 2-я плавка (индивидуальные номера: 001Б, 002Б, 003Б, 004Б, 005Б, 006Б)

Схема химико-термической обработки представлена на рис. 2.



Рис. 1. Эскиз обрабатываемой детали типа «колесо зубчатое» из стали 16Х3НВФМБ-Ш

<sup>©</sup> А. Я. Качан, В. В. Кравцов, 2017



Рис. 2. Схема химико-термической обработки сталей



Рис. 3. Электрическая шахтная цементационная муфельная печь СШЦМ (*a*) и установка контроля и регулирования печных атмосфер КРПА-Ж (б)

Рис. 4. Электрическая шахтная печь для отжига СШЗ Ц-105



Рис. 5. Холодильная установка УТИ-1150-Х-2/-80

Газовая цементация. Оборудование — эл. печь СШЦМ (рис. 3). Температура  $T = 930 \pm 10$  °С. Время выдержки в газовой цементации 810 ч.

Отжиг. Оборудование — электрическая шахтная печь для отжига СШЗ Ц-105 (рис. 4). Температура  $T = 630\pm20$  °C. Время выдержки 57 ч, среда защитная.

Закалка. Оборудование — электрическая печь для закалки Unitherm UGKUQ 70/65/110 (рис. 6). Температура *T* = 900±10 °С. Время выдержки 2 ч...2 ч 20 мин. Охлаждение — масло. Обработка холодом. Оборудование — холодиль-

Обработка холодом. Оборудование — холодильная установка УТИ-1150-Х-2/-80 (рис. 5). Температура  $T = -60-80^{\circ}$ С, время выдержки 1 ч 30 мин.

Отпуск. Оборудование — электрическая печь для отпуска Unitherm UHAF 70/65/110 (рис. 7).



**Рис. 6.** Электрическая печь для закалки Unitherm UGKUQ 70/65/110

Температура  $T = 250 \pm 10$  °C, время выдержки 3 ч....3 ч 30 мин.

### Результаты исследований и их обсуждение

После XTO проведены испытания механических свойств материала зубчатых колес. Вырезка образцов хордовая, направление волокон поперечное. Механические свойства стали 16Х3НВФМБ-Ш после XTO зубчатых колес представлены в табл. 1.

До и после XTO выполнены измерения геометрических размеров деталей. Результаты измерений представлены в табл. 2.

Микроструктура поверхностного слоя стали 16Х3НВФМБ-Ш после газовой цементации и закалки представлена на рис. 8.



Рис. 7. Печь для отпуска Unitherm UHAF 70/65/110

Таблица 1 – Механические свойства стали	и 16X3НВФМБ-Ш после XTO	зубчатых колес
---	-------------------------	----------------

Параметры	1-я плавка	2-я плавка	Нормы по ТУ 27-ТУ-135
Слой цементации h, мм	1,4	1,4	1,21,4
Твердость цементированного слоя, HRC	60	60	5966
Предел прочности ов, МПа	1298,4	1363,2	1275
Предел текучести $\sigma_{0,2}$ , МПа	1197,4	1262,2	1130
Удлинение δ <sub>5</sub> , %	8,4	8	6,5
Поперечное сужение $\psi$ , %	36	36	35
Ударная вязкость КСU, Дж/см <sup>2</sup>	42,36	42,36	41
Твердость сердцевины, HRC	40	40,5	3543,5
Структура поверхностного слоя	удовлетворительная	удовлетворительная	

Таблица 2 – Геометрические размеры деталей до и после ХТО

Инд. №	Длина общей нормали до цементации ТУ (50,378 <sub>-0.038</sub> ), мм	Длина общей нормали после цементации ТУ (50,378-0.038), мм	Длина общей нормали после закалки ТУ (50,4.0.08), мм
001Б	50,3350,35	50,3650,38	50,3350,35
002Б	50,3350,38	50,3850,43	50,2750,42
003Б	50,3550,36	50,3750,39	50,3550,37
004Б	50,3550,37	50,3850,41	50,3650,38
005Б	50,3650,39	50,4050,43	50,3650,40
006Б	50,3050,32	50,3450,36	50,3150,35
007Б	50,3350,35	50,3550,38	50,3450,36
008Б	50,3650,37	50,3950,42	50,3450,39



Рис. 8. Микроструктура поверхностного слоя стали 16ХЗНВФМБ-Ш после газовой цементации и закалки

#### Выводы

Проведенные исследования показали влияние XTO на механические свойства деталей из стали 16Х3НВФМБ-Ш, а именно:

предел прочности σ<sub>В</sub> увеличился на 4,38%;

- предел текучести  $\sigma_{0,2}$  увеличился на 8,83%;

-относительное удлинение  $\delta_5$  увеличилось на 26,15%;

– ударная вязкость КСU увеличилась на 3,32%.

Длина общей нормали после XTO увеличилась на 0,01%.

#### Список литературы

- Елисеев Ю. С. Научные основы совершенствования технологии изготовления зубчатых колес ГТД / Елисеев Ю С. // Двигатель. – 2001. – №4 (16). – С. 10–13.
- Производство зубчатых колес газотурбинных двигателей: Произв.-практ. издание / Ю. С. Елисеев, В. В. Крымов, И. П. Нежурин и др.; Под ред. Ю. С. Елисеева. – М.: Высш. шк., 2001. – 493 с.
- Повышение триботехнических свойств зубчатых колес газотурбинного двигателя путем совершенствования технологии их изготовления / Л. П. Фомина // Технология металлов. – 2014. – №8. – С. 43–47.

Поступила в редакцию 14.02.2017

## Качан О.Я., Кравцов В.В. Вплив хіміко-термічної обробки на механічні властивості зубчастих коліс головних вертольотних редукторів

У роботі, на основі результатів експериментальних досліджень, показано вплив хімікотермічної обробки на механічні властивості, геометричні розміри та мікроструктуру поверхневого шару зубчастих коліс головних вертольотних редукторів із сталі 16ХЗНВФМБ-Ш.

**Ключові слова**: хіміко-термічна обробка, цементація, зубчасті колеса, механічні властивості сталі, експериментальні дані.

# Kachan A., Kravtsov V. Influence of chemical-heating treatment on the mechanical characteristics of gearwheels of helicopter main gearboxes

The article, based on the results of experimental studies, shows the influence of chemicalheating treatment on the mechanical characteristics, geometric dimensions and microstructure of gearwheels surface layer of helicopter main gearboxes made of steel 16H3NBFMB-Sh.

Key words: chemical-heating processing, cementation, gearwheels, mechanical characteristic of steel, experimental data.

УДК 534.1:621.438

## Е. К. Березовский<sup>1</sup>, С. А. Уланов<sup>1</sup>, Р. Р. Матказина<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Запорожский национальный технический университет, <sup>2</sup>Запорожская государственная инженерная академия; г. Запорожье

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕМПФИРОВАНИЯ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ

В работе представлены характеристики демпфирования колебаний маложестких деталей при их обработке с демпфером и без демпфера, полученные на основе применения метода затухающих свободных колебаний. Показано, что лучшие характеристики имеет система, оснащенная демпфером.

**Ключевые слова:** характеристики демпфирования, затухающие свободные колебания, нежесткая деталь, логарифмический декремент, добротность, коэффициент затухания.

### Введение

Характерной особенностью лопаток компрессоров ГТД, является малая жесткость, обуславливающая деформации при воздействии инструмента и возникновения вибраций, которые снижают точность и качество обработки [1].

Снижения деформаций и вибраций деталей при их обработке достигают за счет применения балансировки инструмента, специальных приспособлений, использования многопроходной обработки со сниженным силовым воздействием инструмента на деталь, введения увеличенного припуска и заключительной финишной слесарной обработки [2].

Одним из перспективных направлений снижения амплитуд возникающих деформаций и вибраций, является использование демпфирования при обработке деталей. Демпфирование любые воздействия, рассеивающие механическую энергию при вибрациях. При этом колебания детали, вызванные однократным возмущением, постепенно затухают [3].

Причиной затухания являются силы наружного сопротивления, обусловленные внутренним трением в материале колеблющейся детали, трением в опорах и трением о внешнюю среду. Эти силы вызывают диссипацию (рассеяние) механической энергии. Способность системы поглощать энергию циклического деформирования характеризуется ее демпфирующей способностью.

Демпфирующая способность системы обуславливает затухание свободных колебаний и ограничение амплитуды резонансных колебаний системы и ее элементов.

Для практического определения характеристик демпфирования применяют экспериментальные методы:

метод свободных затухающих колебаний, который предусматривает получение осциллограмм свободных затухающих колебаний механической системы;

© Е. К. Березовский, С. А. Уланов, Р. Р. Матказина, 2017

метод резонансной кривой основан на получении экспериментальной амплитудно-частотной характеристики — зависимости амплитуды перемещения установившихся колебаний от частоты гармонического возбуждения.

Демпфирующие свойства системы оценивают по ширине пика или впадины резонансной кривой.

Метод свободных затухающих колебаний характеризуется простотой эксперимента.

Цель работы — определение характеристик демпфирования по осциллограмме затухающих свободных колебаний детали с демпфером и без после единичного удара.

**Объект исследования** — лопатки компрессора ГТД с демпфером и без.

#### Метод и методика проведения исследований.

Определение характеристик демпфирования выполнялось по экспериментальным осциллограммам затухающих колебаний лопатки компрессора ГТД с демпфером и без, полученным после единичного удара [3].

### Результаты исследований и их обсуждение.

Затухающие свободные колебания детали после единичного удара при линейном сопротивлении можно приставить вязкоупругой моделью одномассовой системы (рис. 1):



 $P\left(x, \frac{dx}{dt}\right)$  – силы неупругого сопротивления;

х – перемещения; т – масса детали;

α – коэффициент демпфирования в системе;

к - жесткость упругого подвеса массы

Дифференциальное уравнение движения детали массой m после единичного удара имеет вид [4]:

$$\frac{d^2x}{dt^2} + 2\alpha \frac{dx}{dt} + \omega_0^2 x = 0 \quad , \tag{1}$$

где  $\omega_0^2 = \frac{\kappa}{m}$  — собственная частота колебаний

детали;

$$\alpha = \frac{1}{2m} - \kappa o = \phi \phi$$
ициент затухания колеба-

ний, который характеризует скорость затухания; r — коэффициент сопротивления.

Общее решение уравнения (1) при соблюдении неравенства  $\omega_0 > \alpha$  есть уравнение затухающих колебаний [4]

$$\mathbf{x} = \mathbf{A}\mathbf{e}^{-\alpha t} \cdot \cos(\omega t + \varphi_0), \qquad (2)$$

где А — начальная амплитуда затухающих колебаний;

 $\omega$  – круговая частота затухающих колебаний;  $\omega^2 = \omega_0^2 - \alpha^2$ 

 $\phi_0 - \phi$ азовый угол (значение фазы для колебаний в момент времени t = 0).

Так как  $\alpha < \omega_0$ , то  $\omega \approx \omega_0$ .

Время t выразим через число колебаний n

$$t = n \cdot T$$
,

где Т – длительность одного колебательного

цикла,  $T = \frac{2\pi}{\omega}$ .

Тогда получаем  $e^{(-\alpha t)} = e^{(-\delta n)}$ , откуда  $\delta = \alpha T \approx \alpha T_0$  логарифмический декремент за-

Логарифмический декремент определяют отношением двух любых последовательных смещений, разделенных во времени одним периодом:

$$\frac{A_i}{A_{i+1}} = e^{\delta}.$$

Откуда 
$$\delta = \ln \frac{A_i}{A_{i+1}} = \text{const}$$

Он характеризует относительную убыль амплитуды колебаний за один период.

Добротность системы характеризует относительную убыль энергии колебаний за один период:

$$Q = 2\pi \frac{W}{A} = \frac{\pi}{\delta} = \frac{\omega_0}{2\alpha}$$

где W – полный запас энергии системы в од-

А – работа против сил трения за период.
 Принято считать, что колебания практически
 прекращаются, если их энергию уменьшить в 100
 раз, т. е. амплитуда – в 10 раз [4]:

$$10 = e^{\delta n} = e^{\frac{\pi}{Q} \cdot n},$$

откуда число заметных колебаний:

$$n = \frac{Q}{\pi} \cdot \frac{1}{lge} = 0,74Q$$

В соответствии с экспериментальными осциллограммами, полученными после единичного удара по лопатке с демпфером и без (рис. 2) [3], определяем характеристики демпфирования (табл. 1).



Рис. 2. Осциллограммы затухания свободных колебаний детали после единичного удара:

Характеристики лемпфирования	Затухающие свободни	ые колебания детали	
ларактернетики демифирования	без демпфера	с демпфером	
Период затухающих свободных колебаний, T, с (из осциллограмм), (рис. 2)	0,00143	0,00143	
Логарифмический декремент, $\delta = ln \frac{A_i}{A_{i+1}}$	0,1787	0,405	
(из осциллограмм), (рис. 2)			
Добротность системы, $Q = \frac{\pi}{\delta}$	17,571	7,753	
Частота затухающих свободных колебаний, ω, Гц (из осциллограмм)	700,0	700,0	
Коэффициент затухания $\alpha$ , $\alpha = \frac{\pi}{QT_0}$ , $c^{-1}$	18,17	42,99	
Число заметных колебаний, n = 0, 74Q	13,0	6,0	
Время существования заметных колебаний $t = n \cdot T$ , с	0,0195	0,009	

Таблина	1 —	Характеристики	лемпфирования	колебаний	летали
гаолица.		марактеристики	демпфирования	Koncoannin	дотали

### Выводы

В работе представлены характеристики демпфирования колебаний деталей при их обработке с демпфером и без демпфера, полученные на основе применения метода затухающих свободных колебаний, в основе которого положен анализ экспериментальных осциллограмм.

Показано, что лучшие характеристики демпфирования имеет система, оснащенная демпфером.

## Список литературы

- Особенности колебаний деталей газотурбинных двигателей при высокоскоростном строчном фрезеровании/ А. Я. Качан, Ю. Н. Внуков, Д. В. Павленко [и др.] // Вестник двигателестроения. -2007. - №1. - С. 69-76.
- Снижение вибраций в зоне обработки нежестких, тонкостенных деталей ГТД при высокоскоростном фрезеровании / А. Я. Качан, Д. В. Павленко, Г. В. Карась [и др.] // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 1. – С. 102– 106.
- Губанов Г. А. Повышение эффективности автоматизированного производства аэродинамических моделей с применением разработанной системы демпфирующих устройств : автореф. дисс. на соискание ученой степени канд. техн. наук : спец. 05.13.06 / Г. А. Губанов. – Жуковский. – 2015. – 27 с.
- Малов Н. Н. Основы теории колебаний / А. Н. Малов // М.: Просвещение, 1971. – 198 с.

Поступила в редакцию 01.10.2016

# Березовський Є.К., Уланов С.О., Матказіна Р.Р. Визначення характеристик демпфірування коливань при обробці нежорстких деталей

У роботі представлено характеристики демпфірування коливань маложорстких деталей при їх обробці з демпфером і без демпфера, які отримано на основі застосування методу затухаючих вільних коливань. Показано, що кращі характеристики має система, яку оснащено демпфером.

**Ключові слова:** характеристики демпфірування, вільні коливання, що затухають, нежорстка деталь, логарифмічний декремент, добротність, коефіцієнт затухання.

# Berezovsky Ye., Ulanov S., Matkazina R. Determination of characteristics of oscillation damping when machining non-rigid parts

The paper describes the characteristics of damping of oscillation of low rigid parts when machining them with damper and without damper. It is demonstrated that better characteristics are obtained by using system having damper.

Key words: damping characteristics, damped free oscillations, non-rigid part, logarithmic decrement, gain bandwidth, attenuation coefficient.

УДК 621.7.043: 62.253.5

## Канд. техн. наук Д. В. Павленко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## МЕТОДОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ СПЕЧЕННЫХ СПЛАВОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

На основании классификации методов обработки металлов давлением, предложена методология выбора деформационных способов обработки при проектировании технологических процессов изготовления деталей ГТД из спеченных сплавов. Показано, что рациональным является применение методов интенсивной пластической деформации в сочетании с традиционными способами деформации, а также применение отделочно-упрочняющих методов обработки на финишных этапах технологического процесса. Выполнен анализ рациональных параметров обработки.

**Ключевые слова:** титановый сплав, спеченный полуфабрикат, лопатка, газотурбинный двигатель, методы обработки давлением, винтовая экструзия, технология.

## Введение

Обработка металлов давлением (ОМД) является одним из важнейших этапов в перспективных, ресурсосберегающих технологических процессах (ПП) изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД) из спеченных сплавов [1]. В настоящее время большое внимание уделяется интенсивно развивающимся методам интенсивной пластической деформации (ИПД) металлов. Например, в работах [2, 3] приведены результаты анализа и систематизации современных методов и штамповой оснастки для процессов ИПД компактных материалов. Установлены перспективные направления для дальнейшего совершенствования схем технологических процессов и оснастки для реализации ИПД. Анализ существующих деформационных методов измельчения структуры материалов приведен также в работах [4, 5]. Основной целью применения методов ИПД является формирование субмикрокристаллической структуры материала, и таким образом, повышения комплекса физических, механических и специальных свойств [6, 7 и др.]. Общей чертой этих, и ряда других исследований является то, что особенности методов ИПД рассматриваются применительно к обработке компактных материалов. Исследования, посвященные систематизации методов обработки давлением некомпактных материалов, а также разработке методологии построения технологических процессов изготовления деталей ГТД из спеченных сплавов, являются весьма ограниченными. В то же время в отличии от применения методов ОМД при изготовлении деталей из компактных материалов, в которых они используются для формообразования на заготовительном этапе ТП и в качестве отделочно-упрочняющих методов, применение методов ОМД для спеченных сплавов приобретает еще один важный аспект — уплотнение.

Целью настоящей работы являлась разработка методологии выбора методов обработки давлением спеченных сплавов на основных этапах технологического процесса изготовления деталей ГТД. Для ее достижения были решены задачи, связанные с выбором и анализом критериев и целей применения методов ОМД на основных этапах ТП, их классификации, а также разработки алгоритма выбора рациональных методов деформации на основных этапах ТП.

### Результаты исследования и их анализ

Анализ целей применения методов ОМД для спеченных сплавов в полном технологическом цикле изготовления деталей ГТД — от обработки заготовки после спекания до обработки готовой детали показывает, что основными из них являются:

– получение полуфабрикатов сплавов, которые довольно трудно или вообще невозможно получить другими методами. Например, композиций металлов, которые не смешиваются в расплавленном виде; прецизионных сплавов с очень малым содержанием примесей, а также с точным соответствием составу по всему объему; полуфабрикатов с заданным распределением химического состава по объему и т. д.;

 получение полуфабрикатов с низкой себестоимостью, по структуре и свойствам приближающихся к деформированным полуфабрикатам, получаемым по технологии переплава и последующей деформационной обработке;

– формообразование заготовок деталей ГТД из полуфабрикатов;

©Д.В.Павленко, 2017

 упрочнение поверхностного слоя окончательно формобразованных поверхностей.

Каждая из указанных выше целей достигается на соответствующем этапе ТП, задачами для которого являются:

на этапе получения деформированных полуфабрикатов:

 устранение пористости и обеспечение прочных связей между частицами порошка;

- дробление структурных элементов;

– гомогенизация химического состава;

на этапе получения заготовки деталей ГТД:

 формообразование основных поверхностей детали;

на этапе отделочно-упрочняющей обработки: — создание в поверхностном слое наклепанного слоя;

 формирование в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений.

Многообразие целей и задач применения методов ОМД предопределяет различные критерии к их реализации на каждом из этапов ТП (рис. 1). В свою очередь это приводит к многообразию применяемых методов ОМД.

Этап ТП устранения пористости и формирования структуры материала стандартного типа, с размерами структурных элементов соответствующих требованиям нормативной документации [8], является одним из наиболее важных в ТП изготовлении деталей ГТД на основе методов порошковой металлургии. В работе [9] показано, что рациональным является не достижение в процессе деформации структуры стандартного типа, а формирование субмикрокристаллической структуры (СМК) с размером зерен порядка 250...400 нм. Полуфабрикаты со структурой, отвечающей требованиям нормативов, например, жаропрочных титановых сплавов, используемых для изготовле-

ния лопаток ГТД, получают из полуфабрикатов с СМК структурой путем последующей термической обработки. Такая технологическая схема позволяет наряду с обеспечением структуры стандартного типа устранять разнозернистость материала, возникающую в процессе операций ОМД, и уменьшать количество технологических переходов [10]. Основными проблемами при обработке давлением спеченных заготовок из титановых сплавов на этом этапе ТП являются разрушение, образование дефектов типа флокенов, а также ликвации легирующих элементов. Отмеченные дефекты приводят к снижению прочностных свойств заготовок, что является препятствием для их применения при изготовлении ответственных деталей ГТД, например, лопаток статора и ротора компрессора.

Для достижения поставленных целей, на этапе уплотнения спеченных заготовок, может быть применен широкой спектр известных методов обработки давлением. Основными из них являются:

- свободная ковка (К) [11];
- штамповка (Ш) [12];
- экструзия (Э) [13];
- гидроэкструзия (ГЭ) [14];
- выдавливание (В) [15];
- прокатка (П) [16];
- фасонный прокат (ФП) [17];
- вальцевание (ВЛ) [18];

 равноканально-угловое прессование (РКУП) [19];

- винтовая экструзия (ВЭ) [20];
- реверсивный сдвиг (РС) [21];
- гидростатическая обработка (ГС) [22];
- прессование в оболочке (ПО)[23];

 – отделочно-упрочняющие методы обработки (ультразвуковое упрочнение (УЗУ), пневмодробеструйное упрочнение (ПДУ) [24]).



Рис. 1. Критерии применения методов ОМД на различных этапах технологического процесса изготовления деталей ГТД

Условно методы ОМД, применяемые для изготовления лопаток компрессора ГТД, могут быть разделены на четыре группы:

- традиционные (К, Ш, Э, П, ПО, ФП, В, ВЛ) - 1 группа;

- «легкие» ИПД (ГС, ГЭ, ГС) - 2 группа;

«тяжелые» ИПД (ВЭ, РКУП) – 3 группа;
отделочно-упрочняющие (УЗУ, ПДУ) – 4 группа.

Анализ классификатора методов деформации спеченных заготовок (рис. 2) указывает на их неоднозначность, что предопределено возможностью реализации некоторых из них в различных условиях. Так, например, свободная ковка, штамповка, прокатка и ряд других методов могут быть реализованы в широком диапазоне температур. В зависимости от геометрических характеристик заготовки и оболочки метод прессования в оболочке может обеспечивать как высокий, так и низкий уровень гидростатической компоненты напряжений в очаге деформации. Такая неоднозначность с одной стороны затрудняет выбор метода обработки, однако с другой стороны значительно расширяет круг возможных методов при их комплексном применении. Очевидно, что для достижения поставленных целей на рассматриваемом этапе ТП возможно использование как одного метода ОМД, так и их комбинации.

На этапе уплотнения спеченных заготовок поставленная цель может быть достигнута путем использования методов, обеспечивающих обработку без формоизменения заготовки, с высоким уровнем гидростатической компоненты напряженного состояния, обеспечивающих проработку всего объема заготовки, приводящих к измельчению структуры материала и способствующих гомогенизации его химического состава. Основываясь на разработанном классификаторе можно



Рис. 2. Классификация основных методов ОМД, применяемых для изготовления деталей ГТД из спеченных заготовок

видеть (рис. 2), что указанным критериям отвечает метод ВЭ, при котором реализуется деформация материала простым сдвигом. Деформация методом РКУП обеспечивает выполнение большей части требований, предъявляемых к методу обработки спеченных заготовок на данном этапе ТП, однако она не обеспечивает гомогенизацию материала, что обусловлено принципиальными отличиями деформации при ВЭ и РКУП. В работах Бейгельзимера Я. Е. было показано, что для обеспечения однородного распределения легирующих элементов во всем объеме, необходимо создать в заготовке так называемый простой сдвиг [25]. В работе [26] показано, что при деформации по схеме простого сдвига в заготовках возникают вихревые потоки материала, в определенном смысле аналогичные турбулентным движениям жидкости. Следствием вихревых потоков материала при простом сдвиге являются веретенообразные продукты износа, возникающие в зоне контакта двух твердых тел при их трении между собой [27]. Указанные вихревые потоки переносят легирующие элементы в сплаве, создавая их однородное распределение по объему. При чистом сдвиге, характерном для РКУП, вихревые потоки не образуются.

Таким образом, применение метода РУПУ на данном этапе ТП возможно, однако такое техническое решение предопределяет наличие в ТП последующей энергозатратной операции гомогенизирующего отжига, обеспечивающего снятие внутренних напряжений и уменьшение неоднородности заготовки по структуре и химическому составу.

В литературе приведены результаты, свидетельствующие об эффективности применения, например ВЭ [28] и РКУП [19] в качестве основных методов для решения всего комплекса задач, связанных с ОМД спеченных заготовок. Однако, эти методы характеризуются высокой стоимостью технологической оснастки и трудоемкостью, что делает их применение нерациональным с точки зрения экономической составляющей ТП. Очевидно, что для различных состояний спеченных заготовок характерны различные механические свойства, что предопределяет возможность применения различных методов ОМД. Таким образом, достижение указанных целей может быть реализовано путем построения ТП, основанного не на одном, универсальном, методе обработке, а на их последовательном сочетании. Для разработки методологии построения таких ТП необходимо с одной стороны проследить эволюцию свойств спеченных заготовок в процессе деформации, а с другой - изучить особенности явлений, протекающих в заготовке.

В работе [27] было показано, что упрочнение спеченных титановых заготовок в процессе де-

формации винтовой экструзией происходит в несколько стадий. На первой стадии устраняется пористость, происходит уплотнение материала. На второй стадии реализуется деформационное упрочнение, характеризующееся повышением плотности дефектов кристаллической решетки. Третья стадия характеризуется насыщением, характерным для данного метода обработки. Таким образом, на первых операциях обработки давлением заготовка является некомпактным телом и для сохранения ее целостности необходимо применять методы ОМД, характеризующиеся высоким уровнем гидростатической компоненты напряженного состояния в очаге деформации. К таким методам могут быть отнесены различные методы ИПД (рис. 2) условно отнесенные к третьей группе методов ОМД. На начальных стадиях деформации необходимо обеспечить и условия гомогенизации химического состава во всем объеме заготовки, что может быть обеспечено в процессе деформации ВЭ [27]. Таким образом, несмотря на высокую стоимость технологической оснастки и достаточно высокую трудоемкость деформации методом ВЭ, он обеспечивает наиболее рациональные условия обработки спеченных заготовок на начальном этапе ТП. Альтернативным является применение других методов ИПД, обеспечивающих высокий уровень гидростатической компоненты, например, РКУП, ГЭ, ГС. Однако в этом случае задача обеспечения гомогенности состава заготовок должна быть решена на этапе получения спеченной заготовки или путем последующей энергозатратной операции гомогенизирующего отжига. Несмотря на то, что методы деформации ГЭ и ГС обеспечивают высокий уровень гидростатической компоненты в очаге деформирования и, в связи с этим, могут быть использованы на начальном этапе уплотнения спеченных заготовок, результаты исследований, показанные в работах [28, 30] свидетельствуют о неэффективности их применения для объемных спеченных и порошковых заготовок.

Применение на начальном этапе ТП методов ОМД, характеризующихся низкой себестоимостью за счет применения простой технологической оснастки и относительно невысокой трудоемкости, например, таких как свободная ковка, штамповка и других, является нерациональным т.к. в этом случае обработка без разрушения возможна только в области высоких температур. Так, например, для жаропрочного сплава ВТ6 температура начала деформации при ковке оставляет 1100 °С, а температура окончания деформации 850 °С [31]. Это приводит к существенному увеличению затратов энергетических ресурсов, по сравнению с деформацией методами ИПД, что связано с необходимостью многократного нагрева заготовок до высоких температур, а также со снижением коэффициента использования материала за счет необходимости удаления дефектного слоя - окалины и газонасыщенного поверхностного слоя. При этом, учитывая, что на данном этапе ТП деформации подвергается некомпактная, спеченная заготовка с развитым поровым пространством, возникает опасность образования окалины и газонасыщенного слоя не только на наружной поверхности заготовки, но и на внутренних поверхностях пор, что негативно сказывается на прочностных характеристиках получаемых сплавов. Применение таких методов деформации также не способствует гомогенизации, так как не приводит к явлениям перемешивания материала в объеме заготовки свойственным, например, винтовой экструзии [27].

На стадии деформационного упрочнения заготовки она представляет собой компактное тело с нулевой, или близкой к нулевой, пористостью. В этом случае для обработки могут быть применен широкой спектр методов ОМЛ. Основными условиями выбора является снижение затрат на их реализацию и эффективное дробление структурных составляющих. Учитывая указанные выше критерии на данной стадии наиболее рациональным является применение метода РС, обеспечивающего формирование субмикрокристаллической структуры материала при относительно низких технологических затратах и сохранении формы заготовки. Альтернативным является также применение других методов первой и второй группы (ИПД).

Задачей последней стадии деформирования является упрочнение материала заготовки и получение полуфабриката, геометрия которого близка к геометрии заготовки детали. При этом следует отметить необходимость применения на данной стадии методов деформации, в которых реализуется отличная от предыдущих схема деформации материала. Явление деформационного насыщения металла при обработке методами ИПД описано в работе [32]. Исследования, приведенные в работе [33], также указывают на способность материалов в субмикрокристаллическом состоянии к эффективному деформационному упрочнению, что указывает на рациональность применения дополнительных методов деформационной обработки после ИПД. В работе [34] отмечается, что применение для заготовок, подвергнутых ВЭ, при котором реализуется схема деформации простым сдвигом, последующей обработки прокаткой. при которой реализуется схема деформации чистым сдвигом, позволяет существенно повысить их прочностные характеристики. При этом прокатка, за счет особенности деформации с формоизменением, позволяет также обеспечить геометрию полуфабриката, близкую к геометрии заготовки, например, лопатки комп-

рессора ГТД. Альтернативными на данной стадии ТП могут быть другие методы, реализующие процесс деформации чистым сдвигом и характеризующиеся невысоким уровнем затрат, например, свободная ковка, штамповка, экструзия и т. д. Основным критерием их реализации должно являться условие сохранения сформированной на предшествующих операциях ОМД субмикрокристаллической структуры, что обеспечивается проведением деформации в низкотемпературной области. Такими же ограничениями должны отвечать методы, применяемые для формообразования поверхностей на этапе получения заготовки деталей. На этап отделочно-упрочняющей обработки поверхностей детали ГТД применяют исключительно отделочно-упрочняющие методы обработки, не приводящие к изменению их геометрии.

Анализ структурной схемы методологии алгоритма выбора рациональных методов ОМД, применяемых на основных этапах ТП ресурсосберегаюшей технологии изготовления деталей ГТД из спеченных полуфабрикатов показывает (рис. 3), что существует достаточно большое количество альтернативных вариантов построения ТП изготовления деталей, например, лопаток ГТД. Так, возможны реализации вариантов ТП по схеме ВЭ-ВЭ-ВЭ-ФП-УЗУ или РКУП-ВЭ-К-В-ПДУ и ряд других. При этом для каждого из этапов предопределен набор альтернативных методов деформационной обработки, выбор которых должен определяться, исходя из доступного технологического оборудования и оснастки. При этом методы 3-й группы могут быть использованы на всех этапах ТП. Однако такая схема ТП в серийном производстве не является рациональной с точки зрения экономического аспекта и не позволяет в полной мере реализовать потенциал прочности материала детали. Общей закономерностью выбора метода обработки является необходимость снижения температуры деформации по ходу ТП, что обусловлено сохранением сформированной на предшествующих операциях структуры материала.

Одним из важных аспектов при разработке технологии изготовления лопаток ГТД из спеченных сплавов является не только рациональный выбор методов обработки и их последовательности, но и назначение режима обработки. Особенности назначения режимов технологических операций ОМД спеченных заготовок заключаются в том, что на первых этапах ТП обработки подвергают некомпактный материал, который, в отличие от компактного, может как пластически деформироваться, так и уплотняться. На последующих этапах ТП деформации подвергают материал, в котором сформирована субмикрокристаллическая структура, что также накладывает ограничения на режимы обработки.



Рис. 3. Структурная схема алгоритма выбора методов ОМД при изготовлении лопаток ГТД из спеченных заготовок

На этапе ТП, связанном с устранением пористости, основной задачей является деформация заготовки при минимальной температуре без ее разрушения. Выполнение этого условия обеспечивает снижение затрат энергетических ресурсов, а также приводит к повышению долговечности штамповой оснастки и исключает появления дефектов материала, связанных с термическим воздействием. Назначение рациональных режимов ОМД на данном этапе возможно, основываясь на континуальную модель поведения некомпактного материала и с применением методов численного моделирования напряженно-деформированного состояния заготовки. Моделирование поведения заготовок, например в системе Abaqus, позволяет оценивать изменение не только такого параметра как пористость, но и накопленную деформацию твердой фазы, что является важным при назначении режимов деформирования и проектирования технологической оснастки [35]. Использование моделей поведения спеченных титановых сплавов в комплексе с численным моделированием процесса их ИПД методом ВЭ позволили установить рациональные режимы обработки: размер заготовки - 28×18 мм, начальная пористость - 79%, угол закрутки винтового канала -30 °C, температура начала деформации -750 °C, количество циклов деформации для получения заготовки с компактной, СМК структурой - 5. Для уплотнения заготовки, при котором ее можно в дальнейшем рассматривать как компактное тело, достаточно выполнить 13 циклов деформации ВЭ. Однако, для гомогенизации легирующих элементов в сложнолегированных, жаропрочных титановых сплавах и формирования СМК структуры необходимо последующее применение методов ОМД 2-й группы и термической обработки. Одним из вариантов рациональной, с точки зрения обеспечения качества и производительности процесса, для спеченных заготовок является комплексная технология ИПД, включающая операции винтовой экструзии, реверсивного сдвига и ковки (рис. 4).

Как было указано выше, режимы операций ОМД 3-й и 4-й групп необходимо назначать, руководствуясь условием сохранения СМК структуры материала. Так, например, в работе [36] приведены результаты исследования структуры и свойств жаропрочного титанового сплава ВТ8М-1 в субмикрокристаллическом состоянии, подверженного термическому воздействию. Показано, что рабочая температура деталей из сплава с субмикрокристаллической структурой не должна превышать 550 °C, а температура отжига для формирования структуры стандартного типа составляет 650 °С. Исходя из установленных закономерностей можно сделать вывод, что температура нагрева заготовок в процессах ОМД 3-й и 4-й групп также не должна превышать 550 °C, что обеспечит сохранение сформированной СМК структуры. Применение методов ОМЛ при более высоких температурах. например при выдавливании пера лопаток, реализуемом при температуре для указанного сплава 820 °C, вероятно будет приводить к росту зерен.

Анализ условий применения методов ОМД к заготовкам из некомпактных материалов позволил установить возможные и рациональные методы обработки в зависимости от состояния заготовки (рис. 5).

При назначении степени деформации на этапе формообразования заготовки необходимо также учитывать особенности деформации сплавов в СМК состоянии, связанные с разнозернистостью материала и его технологической пластичностью. Результаты исследования, приведенные в работах [10, 37] показывают, что применение на ранних этапах ТП методов ИПД позволяет существенно увеличить допустимую степень деформации заготовки без опасности ее разрушения и появления крупных, рекристаллизованных зерен вследствие последующего термического воздействия. Увеличение допустимой степени деформации благоприятно сказывается на снижении затрат энергетических ресурсов при производстве лопаток, так как позволяет сократить количество необходимых технологических переходов.

Режимы отделочно-упрочняющих операций, учитывая результаты, полученные в работе [33], свидетельствующие о равенстве коэффициентов деформационного упрочнения титановых сплавов с СМК и крупнокристаллической структурами, должны соответствовать аналогичным значениям, применяемым для операций УЗУ и ПДУ в существующих ТП изготовления лопаток компрессора [24].

Таким образом, классификация и систематизация методов обработки давлением спеченных титановых сплавов, полученных на основе методов порошковой металлургии, применительно к особенностям изготовления таких деталей ГТД как лопатки компрессора, позволили разработать методологию алгоритма построения схемы технологического процесса их изготовления и выбора рациональных методов обработки. Установлено, что на первых этапах технологического процесса рациональным является применение метода винтовой экструзии для устранения пористости и гомогенизации материала, с последующим применением для формирования СМК структуры менее трудоемких и более производительных методов ИПД, таких как реверсивный сдвиг, всесторонняя ковка, прессование в оболочке и т.д.



Рис. 4. Комплексная технология ИНД спеченных заготовок



Рис. 5. Методы обработки давлением порошковых заготовок при различной степени связанности частиц

Для формообразования заготовок лопаток ГТД и отделочно-упрочняющей обработки их аэродинамических поверхностей рациональным является применение широкого круга методов ОМД при температуре, не превышающей температуру начала рекристаллизации сплава и более высокой, по сравнению с обработкой крупнокристаллических сплавов, степени деформации.

### Список литературы

- 1. Павленко Д. В. Материаловедческие аспекты ресурсосберегающей технологии получения титановых полуфабрикатов / Д. В. Павленко // Технологические системы. 2013. №4 (65). С. 21–29.
- Алтухов А. В. Систематизация процессов интенсивного пластического деформирования для формирования ультрамелкозернистых и нанокристаллических структур в объемных заготовках / А. В. Алтухов, А. Ф. Тарасов, А. В. Периг // Письма о материалах. – 2012. – Т. 2. – №1. – С. 54–59.
- Періг О.В. Систематизація процесів інтенсивного пластичного деформування (ІПД) об'ємних заготівок на основі онтологічного підходу / Періг О.В., Тарасов О.Ф., Алтухов О.В. // Вестник НТУ «ХПИ». Серия: Новые решения в современных технологиях. Харьков: НТУ «ХПИ». 2012. №46. С. 83–89.
- Столяров В. В. Деформационные методы измельчения структуры / В. В. Столяров // Вестник научно-технического развития. – 2013. – №4 (68). – С. 29–36.
- Колесников А. Г. Анализ способов измельчения структуры при получении металлических конструкционных материалов / А. Г Колесников, А. С. Шинкарев // Наука и Образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2014. №11. С. 34–44.
- Валиев Р.З., Александров II. В. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства. – М.: ИКЦ Академкнига. – 2007. – 398 с.
- Использование интенсивных пластических деформаций для получения объемных наноструктурных металлических / Валиев Р. З., Еникеев Н. А., Мурашкин М. Ю., Утяшев Ф. З. // Изв. РАН. МТТ. – 2012.– № 4.– С. 109–122.
- ГОСТ 26492-85 Прутки катаные из титана и титановых сплавов. Технические условия введ. 1987-01-01. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 31 с.
- Формирование структуры и механических свойств при термообработке субмикрокристаллических (а+в)-титановых сплавов / В. Г. Шевченко, Т.А. Глотка Т.А., Т.А. Коваленко Т.А. и др. // Строительство, материало-

ведение, машиностроение. Сб. научн. трудов. под ред. В. И. Большакова. – Вып. 64. – Днепропетровск : ПГАСА, 2012. – С. 453–457.

- Устранение разнозернистости в лопатках компрессора ГТД интенсивной пластической деформацией / В. А. Богуслаев, В. Ю. Коцюба, Д. В. Павленко, Д. В. Ткач // Строительство, материаловедение, машиностроение. Сб. научных трудов. Вып. 80. Дн-вск. : ПГАСА, 2015. С. 373–379.
- Ковка и штамповка. Справочник в 4-х томах / Под ред. Е. И. Семенова. – М.: Машиностроение, 1985. - Т. 1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка. – 285 с.
- Прогрессивные технологические процессы штамповки деталей из порошков и оборудование // Г. М. Волкогон, А. М. Дмитриев, Е. П. Добряков и др. – М. : Машиностроение, 1991. – 320 с.
- Луговской В. Новые методы обработки материалов жидкостью сверхвысокого давления / В. Луговской, Г. Данилов [Электронный ресурс] Режим доступа на 01.01.2016 http:// www.elektron2000. com/article/1188.html
- Новые схемы накопления больших пластических деформаций с использованием гидроэкструзии / Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, С. Г. Сынков и др. // Физика и техника высоких давлений. 1999. №3. С. 109–111.
- 15. Упруго-пластическое деформирование спеченных пористых материалов в процессах обработки давлением II. Особенности деформирования пористых заготовок при штамповке выдавливанием. М. Горохов, Е. А. Дорошкевич, Е. В. Звонарев и др. [Электронный ресурс] Режим доступа на 01.01.2016 http:// dspace.nuft.edu.ua/jspui/handle/123456789/ 15891
- Куприн М. И. Основы теории прокатки / Куприн М. И., Куприна М. С. – М. : Металлургия, 1978. – 184 с.
- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть І. Монография / Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. – г. Запорожье, изд. ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.
- Атрошенко А. П. Технология горячей вальцовки / Атрошенко А. П. – М. : Машиностроение, 1969. – 176 с.
- Эволюция распределения плотности при равноканальном угловом прессовании пористых заготовок / А. П. Майданюк, Л. А. Рябичева, М. Б. Штерн, Г. А. Баглюк // Вісник східноукраїнського національного університету імені Володмира Даля. 2008. №6. ч. 1. С. 213–216.

- Винтовая экструзия процесс накопления деформаций / Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков С.Г. – Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.
- Тарасов А. Ф. Моделирование процесса интенсивного пластического деформирования заготовок по схеме реверсивного сдвига / А. Ф. Тарасов, А. В. Алтухов // Металлургические процессы и оборудование. – 2013. – №4. – С. 47–54.
- Реут О. П. Сухое изостатическое прессование уплотняемых материалов / Реут О. П., Богинский Л. С., Петюшик Е. Е. – Минск: «Дэбор», 1998. – 258 с.
- Исследование процесса осадки спеченного цилиндра при различных контактных условиях / Г. Л. Петросян, Л. А. Азарян, А. М. Арустамян, А. К. Карапетян // Вестник ГИУА. Серия «Механика, машиноведение, машиностроение». – 2014. – Вып. 17, №2. – С. 32–41.
- 24. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / Богуслаев В. А., Яценко В. К., Жеманюк П. Д. и др. – Запорожье, изд. ОАО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
- Патент РФ №2460600 МПК В21С 23/04 В21Ј 5/06 С22F 1/00 Способ прессования профилей из металлических сплавов / Я. Е. Бейгельзимер, Д. В. Варюхин, Р. Ю. Кулагин № 2011106960/02. — заявл. 24.02.2011; опубл. 10.09.2012, Бюл. №25.
- 26. Бейгельзимер Я. Е. Некоторые соображения по поводу больших пластических деформаций, основанные на их аналогии с турбулентностью / Я. Е. Бейгельзимер // Физика и техника высоких давлений. – 2008. – Т. 18. – №4. – С. 77–85.
- Боуден Φ. П. Трение и смазка твердых тел / Боуден Φ. П., Тейбор Д. – М. : Машиностроение, 1968. – 543 с.
- Павленко Д.В. Технологические методы уплотнения спеченных титановых заготовок / Д. В. Павленко // Вестник двигателестроения. – 2015. – №1. – С. 87–93.

- Павленко Д. В. Вихри в некомпактных заготовках при деформации винтовой экструзией / Д. В. Павленко Я. Е. Бейгельзимер // Порошковая металлургия. 2015. №9/10. С. 12–22.
- Павленко Д.В. Уплотнение спеченных титановых заготовок гидроэкструзией / Д.В. Павленко, А.В. Овчинников // Вестник двигателестроения. – 2016. – №1. – С. 58–61.
- Обработка титановых сплавов давлением / Мажарова Г. Е., Комановский А. З., Чечулин В. Б., Важецин С. Ф. – М. : Металлургия, 1977. – 96 с.
- Saturation of Fragmentation During Severe Plastic Deformation / R. Pippan, S. Scheriau, A. Taylor etc. // Annual Review of Materials Research. - 2010. - Vol. 40. - P. 319-343.
- Павленко Д. В. Упрочняемость сплава ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии при сжатии / Д. В. Павленко // Вестник двигателестроения – 2012. – №1. – С. 161–168.
- Измельчение микроструктуры и механические свойства титана, подвергнутого винтовой экструзии и последующей прокатке / Я.Е. Бейгельзимер, В.В. Столяров, Д.В. Орлов, Р.З. Валив // Физика металлов и металловедение. – 2005. – Т. 99. – №2. – С. 92–99.
- 35. Анализ винтовой экструзии порошковых заготовок методами модифицированных теорий пластичности пористых тел / А.В. Кузьмов, М.Б. Штерн, Е.Г. Киркова и др. // Порошковая металлургия. – 2015. – №11/12. – С. 3–14.
- 36. Павленко Д. В. Влияние термического воздействия на структуру и свойства титанового сплава ВТ8М в субмикрокристаллическом состоянии / Д. В. Павленко. Т. А. Коваленко, А. В. Овчинников // Технологические системы. – 2016. – №1. – С. 60–67.
- Павленко Д. В. Повышение технологической пластичности спеченных титановых сплавов / Д. В. Павленко // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. — 2015. — Вип. 15. — С. 1—14.

Поступила в редакцию 22.03.2017

## Павленко Д.В. Методологія обробки тиском спечених сплавів при виготовленні деталей газотурбінних двигунів

На підставі класифікації методів обробки металів тиском, запропоновано методологію вибору деформаційних способів обробки при проектуванні технологічних процесів виготовлення деталей ГТД зі спечених сплавів. Показано, що раціональним є застосування методів інтенсивної пластичної деформації в комбінації із традиційними способами деформації, а також застосування оздоблювально-зміцнюючих методів обробки на фінішних етапах технологічного процесу. Виконано аналіз раціональних параметрів обробки.

**Ключові слова:** титановий сплав, спечений напівфабрикат, лопатка, газотурбінний двигун, методи обробки тиском, гвинтова екструзія, технологія.

# Pavlenko D. The methodology of pressure treatment sintered alloys the manufacture of parts of gas turbine engines

The methodology for the selection of the deformation processing methods for development of technological processes of manufacturing parts GTE sintered semi processed materials was proposed on the base of pressure treatment materials classification. It is shown that usage of methods of severe plastic deformations in combination with conventional pressure treatment methods and also application of finishing and strengthening treatment methods on the finishing stages of the process is rational. The analysis of the rational processing is done

*Key words: titanium alloy, sintered billet, blade, gas turbine engine, forming methods, twist extrusion, technology.* 

УДК 621.789:669.295

## Е.К.Березовский

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ ОБРАЗЦОВ ИЗ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ6

В работе установлена эффективность технологических методов упрочняющей обработки плоских образцов из титанового сплава ВТ6 после чистового фрезерования. Эффективность технологических методов устанавливалась посредством определения коэффициента повышения долговечности образцов на основе экспериментальных данных. Показано распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя после упрочнения различными технологическими методами. Выявлены наиболее эффективные технологические методы упрочнения с учетом влияния исходной шероховатости поверхности образцов после чистового фрезерования. Даны рекомендации по их применению при изготовлении лопаток ГТД.

**Ключевые слова:** шероховатость поверхности, остаточные напряжения, поверхностный слой, долговечность, технологические методы упрочнения, микронеровности.

### Введение

Одним из важных и перспективных направлений повышения эксплуатационных характеристик наиболее ответственных деталей ГТД (лопаток компрессора и турбины, дисков, роторных валов, зубчатых колес) является разработка и внедрение в их производство прогрессивных технологических процессов, обеспечивающих высокое качество изготовления [1].

В настоящее время при изготовлении рабочих лопаток компрессора и вентилятора широкое применение получили методы пластического деформирования и механической обработки, а также упрочняющие технологии на заключительных финишных операциях [2].

Упрочнение рабочих лопаток компрессора и вентилятора производят, применяя методы: ультразвукового упрочнения стальными шариками (УЗУ); пневмодробеструйного упрочнения стальными шариками (ПДУ); дробеударного упрочнения стальной дробью (ДУ); виброударного упрочнения стальными шариками (ВУ) и др. [3, 4].

Эффективность указанных методов упрочнения деталей определяется режимами и технологическими условиями обработки, а также величиной исходной шероховатости обрабатываемой поверхности после предыдущей технологической операции (точения, фрезерования, шлифования).

Таблица 1 – Химический состав ВТ6, %

Поэтому, актуальным является установление

влияния шероховатости поверхности детали после предыдущей технологической операции на эффективность последующего упрочнения данной поверхности различными технологическими методами.

Цель работы — установить влияние технологических методов упрочняющей обработки на долговечность образцов из титанового сплава BT6 с учетом технологической наследственности после предыдущей технологической операции чистового фрезерования.

**Объект исследования** – плоские образцы из титанового сплава ВТ6 после чистового фрезерования.

#### Методы и методика проведения исследований

Исследование проводилось на стандартных образцах, применяемых для оценки параметров качества поверхностного слоя деталей ГТД в серийном производстве.

Образцы изготавливались из титанового деформируемого сплава ВТ6, химический состав которого представлен в табл. 1.

Микроструктура титанового сплава ВТ6 образцов проверена на макротемплетах, изготовленных по сечению штамповок в продольном направлении. Микроструктура соответствует 2*a* типу, при норме 1 − 6*a* тип шкалы №1 ОСТ 1 90002-86 (рис. 1).

Fe	С	Si	V	Ν	Ti	Al	Zr	0	Н	Примесей
до 0,3	до 0,1	до 0,15	3,55,3	до 0,05	86,48591,2	5,36,8	до 0,3	до 0,2	до 0,015	прочих 0,3

© Е.. К. Березовский, 2017



Рис. 1. Микроструктура титанового сплава ВТ6 перед упрочняющей обработкой

### Технологические методы и режимы обработки: Ультразвуковое упрочнение:

рабочая среда — стальные шарики диаметром 1,3...1,6 мм;

время упрочнения – 10 мин; интенсивность обработки – 4,1...4,2 мВ; суммарная масса шариков – 400 г; конструкция волнового концентратора концентратор типа «стакан». Дробеударная обработка: рабочая среда - стальная дробь диаметром 0,9...1,2 мм; давление воздуха – 0,2...0,25 MПа; продольная подача сопла – 200...390 мм/мин. Пневмодробеструйная обработка: рабочая среда - стальные шарики диаметром 2,5 мм; давление воздуха - 0,4...0,45 MПа; продольная подача - 200...240 мм/мин. Виброударное упрочнение: рабочая среда - стальные шарики диаметром 4...6 мм; амплитуда - 3,5...4,0 мм; частота – 24 Гц; время обработки – 20 мин; схема обработки – свободное перемещение в

U-образном контейнере. Результаты исследований:

Экспериментально установлено, что упрочнение поверхности образцов после чистового фрезерования различными технологическими методами по-разному деформируют микронеровности в зависимости от их исходной высоты.

**Ультразвуковое упрочнение** — величина шероховатости поверхности образцов зависит от исходной твердости и высоты микронеровностей на поверхности образцов и режимов ультразвуковой обработки.

Для получения более низких значений величины шероховатости необходимо уменьшать интенсивность процесса.

**Дробеударная обработка** — высота микронеровностей не зависит от исходной величины и находится в диапазоне  $R_z = 10...20$  мкм. После упрочнения на поверхности образуется новый микрорельеф.

Пневмодробеструйная обработка — образуется новый профиль микронеровностей в диапазоне  $R_z$  от 6,0 до 40 мкм. Расположение микронеровностей является случайным.

Виброударное упрочнение — сглаживает вершины исходных микронеровностей после чистового фрезерования, не изменяя характер расположения и форму их впадин. Высота микронеровностей уменьшается в 1,5...2,0 раза.

Величина шероховатости поверхности плоских образцов из титанового сплава ВТ6 после их упрочняющей обработки различными технологическими методами практически не оказывает влияние на их долговечность.

На рис. 2 показано распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя образцов после упрочняющей обработки различными технологическими методами.



Рис. 2. Распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя образцов

Остаточные напряжения  $\sigma_{ocm}$  в поверхностном слое образцов после упрочняющей обработки различными технологическими методами являются сжимающими.

На поверхности образцов величина остаточных напряжений изменяется в диапазоне:

- 120 МПа (ДУ); - 200 МПа (ВУ); - 370 МПа (УЗУ); - 420 МПа (ПДУ).

Глубина расположения подслойного максимума остаточных напряжений: 70...80 мкм, - 400 МПа (ДУ); 20...30 мкм, - 350 МПа (ВУ); 10...20 мкм, - 380 МПа (УЗУ); 2030 мкм, - 425 МПа (ПДУ).

Наибольшая глубина расположения подслойного максимума остаточных напряжений наблюдается после ДУ – 70...80 мкм.

Наибольшие величины остаточных напряжений на поверхности наблюдаются после ПДУ (- 420 МПа) и после УЗУ (- 370 МПа). Оценка эффективности технологических методов упрочняющей обработки поверхности плоских образцов производилась определением коэффициента повышения долговечности,  $K_{\partial}$  по формуле:

$$K_{\partial} = \frac{N_{\rm ynp}}{N_{\rm mex}} \,,$$

где  $N_{\rm ynp}$  — долговечность плоских образцов после их упрочнения, цикл.

 $N_{\rm ucx}$  – исходная долговечность плоских об-

разцов после чистового фрезерования (без упрочнения), цикл;

Долговечность плоских образцов определялась испытаниями пульсирующим изгибом максимальным напряжением цикла  $\sigma_{max} = 750,0$  МПа.

На рис. 3–5 представлены коэффициенты повышения долговечности плоских образцов после упрочняющей обработки различными технологическими методами.

ПДУ в зависимости от исходной высоты микронеровностей на поверхности образцов после чистового фрезерования, находящихся в диапазоне от 6,3 до 40 мкм, обеспечивает повышение коэффициента долговечности от 2,75 до 4,75 (рис. 3).

ДУ для исходной высоты микронеровностей поверхности плоских образцов, находящейся в диапазоне 6,3...40 мкм, обеспечивает повышение коэффициента долговечности от 3,0 до 31,0 (рис. 4).

Максимальное значение коэффициента повышения долговечности соответствует значениям исходной высоты микронеровностей поверхности плоских образцов, находящихся в диапазоне 10...20 мкм (см. рис. 4).

УЗУ после чистового фрезерования образцов с высотой микронеровностей 510 мкм обеспечивает повышение коэффициента долговечности до 29,0 (рис. 5).



Рис. 3. Зависимость коэффициента повышения долговечности от исходной высоты микронеровностей после чистового фрезерования для ПДУ



Рис. 4. Зависимость коэффициента повышения долговечности от исходной высоты микронеровностей после чистового фрезерования для ДУ



Рис. 5. Зависимость коэффициентов повышения долговечности от исходной высоты микронеровностей после чистового фрезерования для УЗУ и ВУ

ВУ в диапазоне исходной высоты микронеровностей 10...20 мкм обеспечивает повышение коэффициента долговечности до 30,0 (см. рис. 5).

Таким образом, ПДУ имеет меньшую эффективность, чем ДУ, УЗУ и ВУ.

Эффективность ДУ, УЗУ и ВУ находится практически на одинаковом уровне.

### Выводы

1. Наиболее эффективными методами упрочняющей обработки плоских образцов из титанового деформируемого сплава ВТ6 после чистового фрезерования являются виброударный, дробеударный и ультразвуковое упрочнение стальными шариками. 2. Максимальное повышение коэффициента долговечности плоских образцов достигается при значениях исходной высоты микронеровностей после чистового фрезерования ВУ – 10...20 мкм; УЗУ – 5...10 мкм; ДУ – 10...20 мкм.

3. Величина шероховатости поверхности плоских образцов из титанового деформируемого сплава ВТ6 после упрочнения практически не оказывает влияние на их долговечность.

4. Для каждого из методов упрочнения плоских образцов из титанового сплава BT6 имеется оптимальный диапазон исходной шероховатости, при котором обеспечивается максимальная его эффективность.

5. Для упрочняющей обработки широкохордных вентиляторных лопаток ГТД из титанового сплава ВТ6 с учетом их габаритных размеров рекомендуются методы УЗУ и ДУ, а для малогабаритных лопаток — УЗУ и ВУ.

### Список литературы

- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть1. Монография / [Богуслаев В. А., Муравченко Ф. М., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье, АО «Мотор Сич», 2003. – 369 с.
- Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / [Богуслаев В. А., Яценко В. К., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье, АО «Мотор Сич», 2005. – 559 с.
- Богуслаев В. А. Пневмодробеструйное упрочнение лопаток ГТД / Богуслаев В. А., Яценко В. К., Гармаш А. В. // Проблемы прочности. – 1995. – № 8. – С. 91–94.
- Технологическое обеспечение несущей способности лопаток компрессора. / Богуслаев В. А., Жеманюк П. Д., Яценко В. К., Пухальская Г. В. // Вестник двигателестроения. –2004. –№ 4. – С. 8–13.

Поступила в редакцию 02.03. 2017

# Березовський Є. К. Вплив технологічних методів зміцнюючої обробки на довговічність зразків з титанового сплаву ВТ6

У роботі встановлено ефективність технологічних методів зміцнюючої обробки плоских зразків з титанового сплаву ВТ6 після чистового фрезерування. Ефективність технологічних методів встановлювалася за допомогою визначення коефіцієнта підвищення довговічності зразків на основі експериментальних даних. Показано розподіл залишкових напружень по глибині поверхневого шару після зміцнення різними технологічними методами. Виявлено найбільш ефективні технологічні методи зміцнення з урахуванням впливу вихідної шорсткості поверхні зразків після чистового фрезерування. Дано рекомендації з їх застосування при виготовленні лопаток ГТД.

*Ключові слова:* шорсткість поверхні, залишкові напруження, поверхневий шар, довговічність, технологічні методи зміцнення, мікронерівності.

# Berezovsky Y.K. Influence of production processes of strengthening treatment on durability of specimens made of BT6 titanium alloy

The paper describes the efficiency of production processes of strengthening treatment of the flat specimens made of BT6 titanium alloys based on experimental data after finish milling. The paper demonstrates distribution of residual stresses in depth of the surface layer after strengthening by using various production processes. Выявлены The most efficient production processes of strengthening with due regard to influence of the initial surface roughness of the specimens after finish milling.

*Key words:* surface roughness, residual stresses, surface layer, durability, production processes of strengthening, microroughnesses.

## УДК 620.17.002.5:620.178.5

## С. А. Маньков, Т. И. Прибора

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# АНАЛИЗ СТАТИЧЕСКОЙ И ДИНАМИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ УСТАНОВКИ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ ВИБРОУДАРНОГО УПРОЧНЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ИЗДЕЛИЯ

В работе рассмотрены вопросы статической и динамической прочности установки для проведения виброударного упрочнения поверхностного слоя изделия. Создана конечно-элементная модель исследуемого контейнера с помощью расчетного комплекса ANSYS. Проведена оценка статической и динамической прочности и выполнен гармонический анализ контейнера установки.

**Ключевые слова:** виброударное упрочнение, поверхностный слой, конечно-элементная модель, статическая прочность, динамическая прочность, модальный анализ, гармонический анализ.

### Введение

Вибрационная ударная (виброударная) обработка является разновидностью объемной вибрационной обработки. При виброударной обработке в рабочей камере, смонтированной на упругих подвесах и имеющей возможность колебаться в различных направлениях, сообщаются низкочастотные колебания. Вследствие вибрации рабочая среда и обрабатываемые детали имеют переменные по знаку ускорения и находятся в интенсивном относительном перемещении. Направление относительных перемещений детали и рабочих тел постоянно меняется, в результате чего между ними возникают соударения и интенсивное трение[1–2].

Цель работы - оценка статической прочности контейнера, определение собственных частот и форм колебаний контейнера, оценка вибрационных характеристик конструкции при работе в заданном диапазоне частот вынужденных колебаний. В качестве инструмента для выполнения указанной работы использовался численный метод и расчетный комплекс ANSYS [3].

**Объект исследования** – стальной сварной короб, с верхними откидными крышками (рис. 1).

## Проведение численного исследования

В ходе работы создана конечно-элементная модель исследуемого контейнера. Материал конструкции - свариваемая сталь,  $E = 2^{*10^5}$  МПа,  $\mu = 0.3$ :  $\rho = 7.8 \cdot 10^{-10}$ кгс·мм<sup>-4</sup>·c<sup>2</sup>. Генерация конечно-элементной сетки проведена таким образом, что по всему объему конструкции размер элемента был одинаков, отсутствуют элементы с критическим углом.

## Граничные условия

Нулевое закрепление конструкции задано по внешней площади днища, моделируя закрепление контейнера к платформе болтами. К внутренним поверхностям контейнера приложено давление  $2*10^3$  МПа от шариков. В случае решения статической задачи, приложенное давление увеличено в 4 раза для оценки напряженно-деформированного состояния при максимальном нагружении. Обрабатываемое изделие помещается в контейнер на двух опорах. В местах расположения опор в математической модели приложена распределенная по узлам сила веса обрабатываемого изделия и самих опор F = P/2 = 500 H.



Рис. 1. Сварной корпус контейнера для проведения виброударного упрочнения поверхностного слоя обрабатываемого изделия

© С.А. Маньков, Т.И. Прибора, 2017

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2017

#### Статическая прочность объекта исследования

Распределение суммарных перемещений конструкции и максимальных эквивалентных напряжений приведено на рис. 2, 3. Из представленных результатов статического расчета контейнера видно, что уровень перемещений достаточно мал, как и уровень эквивалентных напряжений.

Кроме того, не смотря на незначительные величины суммарных перемещений и эквивалентных напряжений, максимальные из них возникают в зоне крышки контейнера. Корпус контейнера не имеет всплесков напряжений и перемещений.

## Динамическая прочность объекта исследования

Расчетным комплексом ANSYS проведен модальный анализ по определению форм и частот собственных колебаний. Схема закрепления и нагружения осталась такая же, как при статическом анализе. Формы и частоты первых форм колебаний представлены на рис. 4, 5. Поскольку виброударный процесс упрочнения проводится в интервале частот F = 0...50 Гц, ограничились контролем двух первых форм собственных колебаний контейнера. Для визуализации результаты представлены в достаточном масштабе и в относительной форме. Первые две формы собственных колебаний ( $F_1 = 48,8925$  Гц,  $F_2 = 63,872$  Гц) находятся в критической близости к рабочему диапазону виброустановки ( $F_{\text{раб}} = 0...50$  Гц).

#### Гармонический анализ

Для оценки вибрационной прочности конструкции проводим гармонический анализ. Расчетная модель остается прежней и граничные условия не меняем. При организации решения задаем диапазон частот 20...70 Гц. Для просмотра результатов решения выбираем три узла, для которых построим графики перемещений и ускорений в зависимости от частоты нагружения. Узлы выбираем с учетом первой формы собственных колебании, узлы № 1, 2, 3 расположены посередине ребер крышки контейнера (рис. 6).



Рис. 5. Вторая форма и частота собственных колебаний контейнера

График перемещений выбранных узлов в зависимости от частоты представлен на рис. 7. Всплеск значений перемещений на графике определяет частоту резонанса. Согласно приведенному графику частота резонанса F = 49 Гц. Этой частоте соответствует форма колебаний, приведенная на рис. 8.

Эквивалентные напряжения в конструкции, соответствующие состоянию резонанса при частоте F = 49 Гц, показаны на рис. 9.

Уровень напряжений оцениваем запасом проч-

ности : 
$$K_{M} = \sigma_{e} / \sigma_{max} = 950/370 \approx 2,5$$

По результатам расчета строим график ускорений узла 1 (рис. 10). При гармоническом анализе ускорение представляет собой произведение приращения перемещения на квадрат частоты.



Рис. 6. Расположение выбранных узлов для построения графиков перемещений и ускорений



Рис. 7. Зависимость перемещений выбранных узлов от частоты колебаний



**Рис. 8.** Форма колебаний контейнера, соответствующая частоте резонанса F = 49 Гц



Рис. 9. Эквивалентные напряжения в конструкции контейнера, соответствующие частоте резонанса F = 49 Гц



Рис. 10. График ускорения для узла 1 в зависимости от частоты

### Выводы

Проведенная работа показывает, что использование численного метода и расчётного комплекса ANSYS более чем оправдано при оценке экспериментального и опытного оборудования. Полученные результаты дают возможность совершенствовать установку.

По результатам оценки статической прочности контейнера следует, что величины перемещений от приложенных нагрузок незначительные (0,1169 мм), и уровень эквивалентных напряжений также низкий (8,12 МПа). Расчет собственных колебаний конструкции показал, что первая собственная частота попадает в интервале вынужденных колебаний установки ( $F = 48.8 \Gamma$ ц).

Результаты гармонического анализа показывают, что резонанс возможен при частоте проведения виброударного упрочнения F = 49 Гц.

Рекомендуется произвести отстройку частот резонанса путем изменения конструкции крышки, при этом определиться на каком режиме (дорезонансный, резонансный и зарезонансный) планируется работа установки. Вариант изменения в конструкции может быть принят через ряд численных экспериментов.

### Список литературы

- Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием : справочник / Одинцов Л. Г. – М. : Машиностроение, 1987. – 328 с.
- Очагов С. В. Технологии обработки авиаматериалов. Чистовые способы вибрационной обработки и упрочнения поверхностей деталей : учебное пособие / Очагов С. В. –М. : МИИГА, 1991. – 44 с.
- Чигарев А. В. ANSYS для инженеров : справ. пособие / Чигарев А. В., Кравчук А. С., Смалюк А. Ф. – М. : Машиностроение, 2004 – 512 с.

Поступила в редакцию 10.04.2017

# Маньков С.А., Прибора Т.І. Аналіз статичної та динамічної міцності установки для проведення віброударного зміцнення поверхневого шару виробу

В роботі розглянуто питання статичної та динамічної міцності установки для проведення віброударного зміцнення поверхневого шару виробу. Створено кінцево-елементну модель досліджуваного контейнера за допомогою розрахункового комплексу ANSYS. Проведено оцінку статичної та динамічної міцності та виконаний гармонійний аналіз контейнера установки.

**Ключові слова**: віброударне зміцнення, поверхневий шар, кінцево-елементна модель, статична міцність, динамічна міцність, модальний аналіз, гармонійний аналіз.

# Mankov S., Pribora T. Analysis of static and dynamic strength of equipment for vibroshock hardening of the product's surface layer

We consider the problems of static and dynamic strength of equipment for vibroshock hardening of the product's surface layer. Created finite element model of the test container using calculation complex ANSYS. Assessment of static and dynamic strength and harmonic analysis is made of the equipment's container.

*Key words:* vibroshock hardening, surface layer, finite element model, static strength, dynamic strength, modal analysis, harmonic analysis.

## УДК 621.791.05

Канд. техн. наук Г. В. Пухальская<sup>1</sup>, канд. техн. наук И. А. Петрик<sup>2</sup>, канд. техн. наук А. Г. Селиверстов<sup>2</sup>, И. Л. Гликсон<sup>2</sup>, канд. техн. наук Л. П. Степанова<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Запорожский национальный технический университет, <sup>2</sup>АО «Мотор Сич», г. Запорожье

# ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ МЕТОДА ОБРАБОТКИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ СВАРНЫХ ШВОВ ПРИ РЕМОНТЕ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА И КОМПРЕССОРА ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Исследовано влияние обработки стальными шариками в магнитном поле на микроструктуру, параметры поверхностного слоя и предел выносливости сварных образцов из титанового сплава BT3-1.

**Ключевые слова:** сварной шов, упрочнение, остаточные напряжения, микротвердость, шероховатость, предел выносливости, стальные шарики.

В процессе эксплуатации детали газотурбинных двигателей (ГТД), в частности лопатки компрессора и лопатки вентилятора получают различные повреждения. Так, в условиях повышенной запыленности на грунтовых площадках аэродромов, в пустынях, происходит повреждение лопаток компрессора в виде забоин, царапин, рисок [1]. Также возможны повреждения поверхности пера лопаток вентилятора от попадания посторонних предметов. Наиболее часто повреждается входная кромка пера лопаток. Ремонт незначительных повреждений осуществляется путем зачистки в пределах припуска по толщине. Для ремонта значительных повреждений требуется применение сварки. Наиболее распространены методы сварки плавлением аргонодуговая сварка (АДС) и электронно-лучевая (ЭЛС).

Работа лопаток в условиях вибрационных нагрузок на двигателе, наряду с прочностью, предъявляет требования к высоким усталостным характеристикам титановых сплавов. Усталостная прочность зависит от типа микроструктуры сплава и связанными с микроструктурой механизмами зарождения и развития трещин.

Для изготовления лопаток компрессора и вентилятора применяются двухфазные титановые сплавы ВТ8, ВТ9, ВТ3-1, ВТ6, которые имеют ограниченную свариваемость. В сварных швах формируется нерегламентированная крупнозернистая структура и снижаются механические свойства, что может привести к уменьшению ресурса.

Известно, что методы упрочнения поверхности позволяют повысить значение предела выносливости на 10-20%. Для обеспечения эксплуатационных свойств деталей, восстановленных с применением сварки, актуальной задачей является применение методов упрочнения для сварных соединений [2].

В данном исследовании ставится задача повысить значение предела выносливости в месте расположения сварных швов при ремонте и соответственно увеличить ресурс отремонтированных лопаток методом поверхностного упрочнения стальными шариками в магнитном поле.

## Методика

Исследования проводили на образцах, применительно к ремонту лопаток вентилятора из материала BT3-1 с заменой поврежденного фрагмента и приваркой вставки методом ЭЛС.

По исследованиям параметров поверхностного слоя: шероховатости, микротвердости и остаточным напряжениям был выбран оптимальный режим обработки стальными шариками в магнитном поле. Были проведены сравнительные испытания на усталость с определением предела выносливости цельных образцов, сварных и сварных, обработанных стальными шариками в магнитном поле по оптимальному режиму (табл. 1).

Замеры микротвердости проводили на микротвердомере ММ7Т фирмы «BUEHLER» при нагрузке индентора равной 50 г в течение 10 с.

Измерения параметров Ra и Rz выполняли на приборе «Hoummelwave» вдоль и поперек оси образцов.

Остаточные напряжения определяли механическим методом на приборе ПИОН-2 — измерением прогиба консольно закрепленного образца, вырезанного из цельных образцов электроэрозионным методом при последовательном снятии слоев металла электролитическим полированием.

© Г. В. Пухальская, И. А. Петрик, А. Г. Селиверстов, И. Л. Гликсон, Л. П. Степанова, 2017

Определение пределов выносливости цельных образцов, сварных и сварных, обработанных шариками в магнитном поле по оптимальному режиму, проводили ускоренным методом на базе  $N = 2 \cdot 10^7$  циклов с последующим пересчетом с применением коэффициента  $\alpha = 0,8$  на базу  $N = 10^8$  циклов [3]. Испытания на усталость проводились таким образом, чтобы контрольная фаска находилась в приспособлении для закрепления образца, а ось сварного шва была смещена вверх от центра оси галтели образца (рис. 2).

Фрактографические исследования проводили на микроскопе STEMI 2000-С фирмы ZEISS.

Для оценки уровня микронапряжений измеряли ширину дифракционной линии 105 α -фазы. В исследовании использовали рентгеноструктурный метод, съемку в медном излучении на дифрактометре типа ДРОН-3.

Микроструктуру определяли на электронном растровом микроскопе РЭМ-106И.

#### Результаты исследований и их обсуждение

Исследование прочностных свойств сварных соединений [4] показало снижение уровня меха-

нических свойств сварных образцов:  $\sigma_{R} \sim 3\%$ ,

 $\delta \sim 50$  %, при этом, протяженность зоны снижения механических свойств в поперечном направлении составляет 1,58,0 мм от оси сварного шва.

Эскизы исходных (цельных) образцов для исследований были разработаны на основании ГОСТ 25502 – 79 «Методы механических испытаний металлов». Форма образца была доработана

таким образом, чтобы образец (рис. 1) обеспечивал наличие максимальных напряжений вдоль оси в зоне рабочей части образца — галтели шириной 6 мм, образованной радиусом 12 мм.

По результатам механических испытаний [4] установлено, что разрушение сварных образцов, в основном, происходило в зоне термического влияния, среднее значение расстояния от оси сварного шва до места разрушения составляло 4,68 мм.

Согласно проведенным ранее исследованиям, ось сварного шва (рис. 2) была смещена на 5 мм относительно центра оси галтели образца, соответственно зона снижения механических свойств расположена в зоне действия максимальных напряжений при испытаниях на усталость.

Изготовление образцов выполняли по технологии, приближенной к технологии изготовления лопаток. Технологический процесс включал следующие основные операции:

1. Прокатка прутков Ø 45 мм на полосы.

2. Порезка прокатанных полос на заготовки электроэрозионным методом на станке с ЧПУ МИКРОМИД20-1Л. Для сварных образцов ось сварного шва была смещена на 5 мм относительно оси образца.

3. Механическая обработка: фрезерование заготовок; шлифование заготовок, фрезерование радиуса.

4. Полирование плоскости и радиусов образцов.

5. Виброполирование образцов.

Для получения сварных образцов после фрезерования производилась сварка и термообработка.



Рис. 1. Эскиз цельного образца для испытаний на усталость

## Технология производства и ремонта



Рис. 2. Эскиз сварного образца для испытаний на усталость

Таблица 1 — Параметры режимов обработки образцов

Параметры режима обработки								
Обозначение режима обработки	№ образцов	Сечение магнито- провода	а, мм	<i>d</i> , мм	Расстояние между полюсами магнита, мм	ν, Гц	τ, мин	
<b>№</b> 1	9, 10, 11, 12, 13	УК	22	1,6	11	16	30	
№ 2	4, 5, 6, 7, 8	УК	22	1,6 0,35	11	16	30 30	
№ 3	1, 2, 3, 29, 30	УК	22	1,6 0,65	11	16	30 7	
Nº 4	24, 25, 26, 27, 28	УК	22	1,6 1	11	16	20 20	

Примечание: УК — сечение магнитопровода — усеченный конус, размер рабочей зоны —  $\emptyset$  6×11 мм; d — диаметр шариков, мм; v — частота перемещений образца вдоль оси, Гц; а — ход образца вдоль оси, мм;  $\tau$  — время обработки, мин. При обработке образцу дополнительно сообщали поперечные колебания в направлении, перпендикулярном продольной оси с частотой 0,5 Гц и величиной 13 мм.

Сварка заготовок образцов выполнялась методом ЭЛС на установке ЭЛУ-20. После сварки выполнена двухступенчатая термообработка: 1-я ступень выполнена расфокусированным электронным лучом при T = 910 °С в течение 5 мин (среда вакуум) и 2-я ступень в печи при T = 550 °С, время выдержки 3 – 3,5 ч (среда полувакуум).

Отработку режима упрочнения стальными шариками в магнитном поле проводили на цельных образцах из сплава ВТ3-1. Было обработано 4 партии образцов, режимы выбирались с учетом результатов, полученных ранее на лопатках из материалов ВТ3-1, ВТ8 и ВТ8М. Для режимов № 2, 3, 4 применялась комбинированная обработка шариками разных диаметров. Материал шари-

ков — сталь ШХ15. Образцы выполняли возвратно-поступательное перемещение сквозь слой шариков, которые удерживались магнитным полем. В результате шарики совершали «мягкие» удары по поверхности образцов, таким образом, упрочняя их.

Выбор оптимального режима проводили по результатам исследований характеристик поверхностного слоя: шероховатости, микротвердости, остаточных напряжений.

На двух образцах из каждой партии измерена шероховатость поверхности вдоль и поперек оси в центральной части образца. Измерения проводились после всех режимов обработки, а также на исходных образцах после виброполирования. Результаты измерений представлены в табл. 2.

№ режима	№ образцов	Параметр шероховатости	Вдоль оси образца	Поперек оси образца
Nº 1	9	Ra, мкм	0,079	0,095
		Rz MKM	0,51	0,75
	10	Ra мкм	0,049	0,11
		Rz, mkm	0,36	0,80
Nº 2	7	Ra, мкм	0,11	0,44
		Rz MKM	0,65	2,45
	8	Ra мкм	0,2	0,45
		Rz мкм	1,6	2,82
Nº 3	29	Ra, мкм	0,071	0,071
		Rz, MKM	0,40	0,45
	30	Ra, мкм	0,064	0,071
		Rz MKM	0,43	0,086
<u>№</u> 4	24	Ra, мкм	0,054	0,058
		Rz MKM	0,40	0,44
	28	Ra, мкм	0,040	0,073
		Rz MKM	0,33	0,72
Исходн.	17	Ra, мкм	0,12	0,13
(BП)		Rz мкм	0,98	1,03
	18	Ra, мкм	0,15	0,16
		Rz mkm	1 24	1.06

**Таблица 2** — Результаты измерения шероховатости поверхности образцов после различных режимов упрочнения



Рис. 3. Шероховатость поверхности вдоль оси образца после виброполирования(образец № 17)

Анализ полученных данных показывает, что обработка образцов стальными шариками в магнитном поле обеспечивает существенное снижение величины параметров шероховатости. Наибольшее снижение шероховатости происходит после обработки по режимам №3 и №4 от Ra 0,07-0,04 мкм вдоль до Ra 0,07-0,06 мкм поперек оси образца (рис. 3, 4).

Микротвердость измеряли на 2 образцах из каждой партии, величину микротвердости определяли как среднее значение по десяти отпечаткам правильной формы на поверхности образцов (табл. 3).

## Технология производства и ремонта



Рис. 4. Шероховатость поверхности вдоль оси образца после обработки шариками в магнитном поле по режиму № 4 (образец № 24)

Таблица З	— ]	Результаты	измерения	микротвердости	поверхности	образцов	после	различных
режимов упро	очне	ния						

№ режима	№ образцов	HV	НV средн.
Nº1	9	391	390
	10	389	
N <u>⁰</u> 2	7	417	410
	8	403	
N <u></u> 23	29	410	400
	30	390	
<u>№</u> 4	24	398	394
	28	390	
Исходн.	17	385	380
(BП)	18	375	



Рис. 5. Эпюра распределения остаточных напряжений на исходных образцах (после ВП)

Микротвердость поверхностного слоя образцов после обработки шариками в магнитном поле повышается до 400-410 HV.

Остаточные напряжения определяли на образцах механическим методом. На рис. 5—9 представлены эпюры распределения остаточных на-

пряжений исходных образцов — после виброполирования (ВП) и после различных режимов упрочняющей обработки. Эпюры построены по средним значениям величин остаточных напряжений, измеренных на трех образцах из каждой партии.







Рис. 7. Эпюра распределения остаточных напряжений после обработки стальными шариками в магнитном поле – режим № 2



Рис. 8. Эпюра распределения остаточных напряжений после обработки стальными шариками в магнитном поле – режим № 3



Рис. 9. Эпюра распределения остаточных напряжений после обработки стальными шариками в магнитном поле – режим № 4

Как видно из рисунков 5 — 9, обработка образцов по всем режимам обеспечивает уровень остаточных напряжений сжатия от 220 до 330 МПа при глубине залегания до 120 мкм. Самый высокий уровень поверхностных остаточных напряжений сжатия обеспечивает обработка по режиму №3.

Проанализировав результаты измерения параметров поверхностного слоя — шероховатости, микротвердости и распределения остаточных напряжений в поверхностном слое образцов после различных режимов упрочнения стальными шариками в магнитном поле, можно сказать, что обработка по режиму №3 обеспечивает наилучшее сочетание характеристик поверхностного слоя.

Три партии образцов (по 15 шт.) — цельные, сварные и сварные, обработанные стальными шариками в магнитном поле по оптимальному режиму, были испытаны на усталость.

Результаты испытаний на усталость представлены в табл. 4...6.

В соответствии с методикой предел выносливости на базе  $10^8$  циклов составит  $500 \times 0.8 = 400$  МПа.

Фрактографический анализ (образец №51) показал, что излом шероховатый, мелкодисперсный, усталостного характера, с началом развития с наружной поверхности. Дефекты металлургического характера на поверхности излома не выявлены (рис. 10). На рис. 10 стрелкой показан начальный очаг развития разрушения образца.

В соответствии с методикой предел выносливости на базе  $10^8$  циклов составит  $470 \times 0.8 =$  376 МПа.



Рис. 10. Фрактография излома образца (№ 51)

Фрактографический анализ (образец №2С) показал, что излом крупнокристаллический, усталостный, скольного характера, с началом развития с наружной поверхности. Дефекты металлургического характера на поверхности излома не выявлены (рис. 11). На рис. 11 стрелкой показан начальный очаг развития разрушения образца.



Рис. 11. Фрактография излома образца (№ 2С)

Таблица 4 — Результаты испытаний цельных образцов

№ п/п	№ образцов	Уровень нагружения σ, МПа	Кол-во циклов, <i>N</i> ×10 <sup>6</sup>	Результаты испытаний	Примечание
1	51	530	10,5	Разр.	<i>l</i> = 26 мм
2	48	500	20,0	Н. р.	-
3	52	500	20,0	Н. р.	-
4	54	500	20,0	H.p.	-
5	56	500	20,0	H.p.	-
6	59	500	20,0	H.p.	-
7	58	500	20,0	H.p.	-

Таблица 5 – Результаты испытаний сварных образцов

№ п/п	№ образцов	Уровень нагружения σ, МПа	Кол-во циклов, <i>N</i> ×10 <sup>6</sup>	Результаты испытаний	Примечание
1	2C	500	0,46	Разр.	<i>l</i> = 32 мм
2	1C	470	20,0	Н. р.	-
3	3C	470	20,0	Н. р.	-
4	4C	470	20,0	H.p.	-
5	5C	470	20,0	H.p.	-
6	6C	470	20,0	H.p.	-
7	8C	470	20,0	H.p.	-

В соответствии с методикой предел выносливости на базе  $10^8$  циклов составит  $500 \times 0.8 = 400$  МПа.

Анализ полученных результатов показывает, что предел выносливости сварных образцов ниже предела выносливости цельных образцов на 6%, разрушение образца произошло в околошовной зоне — зоне термического влияния. Упрочнение сварных образцов шариками в магнитном поле повышает предел выносливости с 376 до 400 МПа. Разрушение при испытаниях на усталость упрочненных сварных образцов происходило в зоне действия максимальных вибронапряжений по месту окончания обработки стальными шариками в магнитном поле. В околошовной зоне, характеризующейся снижением механических свойств, после обработки шариками в магнитном поле разрушений при испытаниях на усталость нет.

Было исследовано влияние обработки шариками в магнитном поле на уровень микронапряжений в сварном шве и вне зоны термического влияния. Ширина линии представлена в табл. 7.

Сравнительный анализ полученных данных позволяет сделать следующие выводы. В сварном шве уровень микронапряжений ниже, чем на участке образца вне сварного шва и зоны термического влияния. Обработка шариками в магнитном поле приводит к повышению уровня микронапряжений вне зоны шва. Упрочнение в сварном шве незначительно.

Было проведено исследование микроструктуры поверхностного слоя образцов после обработки стальными шариками в магнитном поле и сердцевины сварного шва, зоны термического влияния и зоны, удаленной от сварного шва (рис. 12 - 14).

Анализ микроструктуры показал, что в сварном шве и околошовной зоне — зоне термического влияния формируется нерегламентированная крупнозернистая пластинчатая структура, что может приводить к снижению механических свойств [4].Следует отметить увеличенный размер пластин  $\beta$ -фазы в структуре сварного шва, что свидетельствует о повышенном содержании этой фазы. По-видимому, это связано с быстрым охлаждением с высоких температур. Количественный анализ стандартными методами провести не удалось, так как структура текстурирована, исходя из анализа интенсивностей линий на дифрактограмме. Образование текстуры следует связывать с технологией изготовления образцов.

**Таблица 6** – Результаты испытаний сварных образцов, обработанных стальными шариками в магнитном поле

№ п/п	№ образцов	Уровень нагружения <sub>о</sub> , МПа	Кол-во циклов, <i>N</i> ×10 <sup>6</sup>	Результаты испытаний	Примечание
1	1СУ	560	20,0	H.p.	-
2	ЗСУ	590	2,34	Разр.	<i>l</i> = 32 mm
3	4СУ	560	20,0	Н. р.	-
4	5СУ	560	4,83	Разр.	<i>l</i> =24 мм
5	6СУ	530	20,0	H.p.	-
6	7СУ	530	9,9	Разр.	<i>l</i> = 25 мм
7	8СУ	500	20,0	H.p.	-
8	10СУ	500	20,0	H.p.	-
9	11СУ	500	20,0	H.p.	-
10	13СУ	500	20,0	H.p.	-
11	14СУ	500	20,0	H.p.	-
12	9СУ	500	20,0	H.p.	-

**Таблица 7** — Ширина линии 105 α - фазы (в радианах) для неупрочненного (исходного) состояния и упрочненного (обработка шариками в магнитном поле)

Место съемки	Исходный неупрочненный образец		Образец после упрочнения шариками в магнитном поле		
Вне сварного шва и зоны термического влияния	21,1×10 <sup>-3</sup> , pa	21,1×10 <sup>-3</sup> , рад.		23,2×10 <sup>-3</sup> , рад.	
Сварной шов	18,3×10 <sup>-3</sup> , pa	18,3×10 <sup>-3</sup> , рад.		18,8×10 <sup>-3</sup> , рад.	
VD=17.2 mm 2 SUMU * 8000	WD=12.2mm 2000KV ¥2.50K 200m × 25500	WJ=T/Imm 2	000 × 1000 × 1000 × 800	WD-12.3mm 20.00kV 22	00 200µm × 200

Рис. 12. Микроструктура сварного шва: а – поверхностный слой; б – сердцевина


**Рис. 13.** Микроструктура зоны термического влияния: *a* – поверхностный слой; *δ* – сердцевина



Рис. 14. Микроструктура зоны термического влияния: *a* – поверхностный слой; *δ* – сердцевина

#### Выводы

1. Выбран оптимальный режим упрочняющей обработки стальными шариками в магнитном

поле, обеспечивающий шероховатость по Ra от 0,07 мкм воль и 0,06 мкм поперек оси образца, микротвердость 400 HV, наиболее благоприятную эпюру распределения остаточных напряжений сжатия величиной до 330 МПа на поверхности образцов и глубиной залегания до 120 мкм.

2. Обработка шариками в магнитном поле приводит к незначительному изменению микронапряжений в сварном шве, что возможно связано с высокой твердостью сварного шва — 420 HV [4], и повышению до 10% уровня микронапряжений вне зоны шва, что ведет к повышению усталостной прочности. После обработки стальными шариками в магнитном поле структура поверхностного слоя не меняется.

3. Упрочнение сварных образцов шариками в магнитном поле повышает предел выносливости сварного соединения ЭЛС из титанового сплава ВТ3-1с 376 до 400 МПа. В околошовной зоне, характеризующейся снижением механических свойств, после обработки шариками в магнитном поле усталостная прочность повышается до уровня основного материала.

#### Список литературы

- Детонационное нанесение покрытий на детали авиадвигателей и технологического оснащения с последующей магнитно-абразивной обработкой / [Богуслаев В. А., Долматов А. И., Жеманюк П. Д. и др.]. Запорожье : Дека, 1996 366 с.
- Сайдахмедов Р. Х. Прогрессивные технологии производства конструкций летательных аппаратов из титановых сплавов / Р. Х. Сайдахмедов. – Ташкент : ТГАИ, 2005. – 54 с.
- Лопатки газотурбинного двигателя (ГТД). Методы испытаний на усталость. (ОСТ 1.00870-77.) – Введ. 07.78.
- Пухальская Г. В. Определение механических свойств в различных зонах сварных соединений из титанового сплава ВТ3-1 / Г. В. Пухальская, И. Б. Марков // Вестник двигателестроения. -2016. – № 1. – С. 89–91. Поступила в редакцию 26.04.2017

Пухальська Г.В., Петрик І.А., Селіверстов О.Г., Гликсон І.Л., Степанова Л.П. Дослідження застосування методу обробки кульками в магнітному полі для зміцнення зварних швів при ремонті лопаток вентилятора і компресора з титанових сплавів

Досліджено вплив обробки сталевими кульками в магнітному полі на мікроструктуру, параметри поверхневого шару і межу витривалості зварних зразків з титанового сплаву BT3-1.

**Ключові слова:** зварний шов, зміцнення, залишкові напруги, мікротвердість, шорсткість, межа витривалості, сталеві кульки.

Pukhal'skaya G., Petrik I., Seliverstov O., Glikson I., Stepanova L. Investigation of the balls processing method application in the magnetic field for the welding sequences over the fans and compressor repair from titanium alloys

The effect of treatment with steel balls in a magnetic field on the microstructure was investigated, the surface layer parameters and the endurance limit of welded specimens from titanium alloy VT3-1 was studied.

*Key words:* weld seam, hardening, residual stresses, microhardness, roughness, endurance limit, steel balls.

## УДК 669.295:620.179

Д-р техн. наук В. Е. Ольшанецкий, д-р техн. наук А. Я. Качан, д-р техн. наук А. В. Овчинников, А. А. Джуган

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СЛОЖНОЛЕГИРОВАННЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Разработана технологическая схема и определены основные режимы технологического процесса структурирования объемных заготовок из титановых сплавов методом интенсивной пластической деформации, обеспечивающие формирование субмикрокристаллической структуры в исследовательских сплавах. Исследовано влияние содержания легирующих элементов на структуру и механические свойства титановых сплавов, подвергающихся интенсивной пластической деформации, а также получены соответствующие аналитические зависимости.

**Ключевые слова:** структура, размер, механические свойства, легирующие элементы, интенсивная пластическая деформация, титан.

Эффективное структурирование объемных заготовок из титановых сплавов можно реализовать, используя методы интенсивной пластической деформации (ИПД). Считается, что наиболее эффективным методом такой механической обработки является винтовая экструзия (ВЭ). В то же время, не установлено влияние состава сплавов на этот процесс. В работе [1] показано, что в зависимости от состава сплава, параметры процесса винтовой экструзии необходимо подбирать индивидуально. Важным фактором, определяющим степень такой «проработки» структуры, являются ее исходные составляющие. Поэтому для получения нужной конечной структуры необходима технологическая отработка всей цепочки операций деформации (ВЭ). Так, например технология ИПД методом ВЭ, разработанная в ДонФТИ им. А. А. Галкина, позволяет получать титановые сплавы с различным типом конечной структуры, включая требуемый тип.

Таким образом, основной задачей, поставленной в данной работе, было получить указанным методом субмикрокристаллические (СМК) титановые материалы со сложной системой легирования (заготовки типа ВТ3-1 и ВТ8). Для реализации структурирования сплавов этого типа была разработана технологическая схема деформации и определены основные режимы процесса деформации [2]. Суть особенностей и новизны метода ИПД путем ВЭ состояла в продавливании призматической заготовки через матрицу с винтовым каналом. Угол β наклона винтовой линии к направлению оси экструзии, который на начальном и конечном участках канала равен нулю, изменялся по высоте матрицы. При этом матрица подогревалась до температуры 750 °С.

Особенности геометрии канала матрицы обеспечивали сохранение при выдавливании идентичности начальной и конечной форм и размеров обрабатываемой заготовки, что позволяло осуществлять процесс экструзии многократно с целью получения исключительно большой конечной деформации [3]. Полученные методом ВЭ заготовки имели следующие размеры: 25×40×65 мм.

Как следует из опытных результатов исследований, с каждым проходом ИПД методом ВЭ возрастал объем СМК структуры и достигал в количественном отношении порядка 90 % при температуре испытаний 700 °С (табл. 1). При повышении температуры количество СМК структуры резко уменьшалось (примерно в два раза) при практическом сохранении величины микро-

	1 7	Г					
Таблица	I —	ехнологические п	араметры	винтовои	экструзии	титановых	33FOTOBOK
паолица	-		upuneipbi	DHILLODOU	Skerpyshin	InfunobblA	JULOTODOK

Сплав	Размеры заготовки, мм	Температура нагрева заготовки, °С	Давление прессования, МПа	Противо- давление, МПа	Угол наклона канала матрицы β, град.	
(α+β)- сплавы типа BT8M-1	25×40×65	770	2390	130	45	

© В. Е. Ольшанецкий, А. Я. Качан, А. В. Овчинников, А. А. Джуган, 2017

твердости. В то же время, снижение температуры деформации (до 650 °C) вызывало разрушение заготовок. Более полная информация касательно влияния температуры ВЭ приведена в таблице 2.

В этой же таблице содержатся данные, касающиеся относительного количества рекристаллизованных зерен, которых при температуре испытаний 700...750 °C было менее 5%. Это свидетельствует об изменении характера дислокационной структуры в плане рассасывания приграничных дислокационных скоплений, и означает, что в процессе структурирования титановых сплавов сложного состава (BT8; BT3-1) на этапе деформации (при увеличении числа циклов ВЭ) наблюдается определенная текучесть, не сопровождающаяся увеличением степени наклепа титанового материала.

Явление повышенной текучести при проведении испытаний образцов титановых сплавов после винтовой экструзии заслуживает особого внимания и требует объяснений (хотя бы в плане разумных предположений). Поскольку при осуществлении цикла экструзии (определенного числа проходов материала через винтовой канал) на границах зерен образуется множество несплошностей (каверн), которые становятся местами стоков дислокаций (как и в случае внешних границ кристаллов) от функционирующих источников (типа Франка-Рида). Это обстоятельство предотвращает накопление дислокаций у такого рода границ контактирующих зерен и таким образом увеличивает степень деформации без повышения прочности (т. е. обеспечивает повышение пластичности).

Согласно [4], статическая рекристаллизация сплава ВТ8 отвечает температурам 900...950 °С; поэтому верхний уровень температурного диапазона нагревов под деформационную обработку принимали равным 900 °С. Нижний уровень температуры выбирали равным 650 °С, исходя из того, что в районе 600...650 °С наблюдается скачкообразное снижение пластичности и повышение сопротивления деформации сплава. Режимы деформации, микротвердость и результаты анализа структуры образцов приведены в той же таблице 1.

Вид заготовок из α+β - титановых сплавов до и после реализации процесса ВЭ при различных режимах представлен на рисунке рис. 1.

Как следует из анализа данных, представленных в таблице 1, при температурах 800...900 °С происходила динамическая рекристаллизация деформированных зерен, что подтвердил анализ структуры сплава с использованием электронно-оптического метода (рис. 2*a*).

Снижение температуры деформации привело к уменьшению числа рекристаллизованных зерен (см. рис. 26) и при 750 °С процесс динамической рекристаллизации практически прекратился (см. рис. 26). Снижение температуры до 700°С способствовало большей деформационной проработке структуры, на что указывает повышение количества структурных составляющих с размерами менее 500 нм до 90 % (см табл. 1). При дальнейшем снижении температуры до 650 °С наблюдается появление несплошностей, трещин на поверхности заготовок, а также в отдельных случаях происходило полное разрушение заготовок в поперечном сечении (рис. 16).

**Таблица 2** – Режимы деформации и результаты исследований структуры и свойств сплава ВТ8 после ВЭ

Температура нагрева, °С	Относительное количество рекристаллизованных зерен, %	Относительное кол-во СМК зерен с размером менее 500 нм, %	Микротвердость Нµ50, МПа		
900	100	0	22152800		
850	90	0	27003050		
800	30	10	32304100		
750	менее 5	48	39804220		
700	менее 5	≥90	41004280		
650	разрушение	_	_		



Рис. 1. Вид заготовок из сплава ВТ8 до и после процесса винтовой экструзии: a -исходная;  $\delta - B \ni (T = 750 \ ^{\circ}C)$ ;  $e - B \ni (T = 650 \ ^{\circ}C)$ 



Рис. 2. Микроструктура сплава ВТ8 после ВЭ при различных температурах деформации, полученные методом просвечивающей электронной микроскопии: *a* − 850±10 °C (× 5000); *b* − 800±10 °C (× 5000); *b* − 75010 °C (× 5000)

В микроструктуре сплавов, деформированных при температурах 700...750 °С, установлено дробление основных структурных составляющих  $\alpha$  и  $\beta$  - фаз. В полученной структуре отсутствовали характерные для стандартных сплавов границы исходных  $\beta$  - зерен с оторочкой из  $\alpha$  - фазы.

Границы зерен α - фазы имели нечеткие очертания, что, по мнению авторов, связано с существенным уменьшением толщины границ, за счет устранения несплошностей приграничных зон. Размер фрагментов структуры, полученных при обработке ВЭ в указанном диапазоне температур, составил 200...500 нм.

Принимая во внимание, что минимальные размеры структурных составляющих не превышали 500 нм, полученную структуру можно классифицировать как субмикрокристаллическую (СМК), согласно фундаментальным работам [5, 6]. Исследования микротвердости деформированной структуры показали, что в заготовках с размером структурных составляющих порядка 500 нм, микротвердость составляла 4280 МПа, что более чем в 1,5 раза выше микротвердости исходных заготовок. Аналогичные результаты были получены и при деформации α + β - сплавов [2, 7]. Структура сплава ВТ3-1 при различных температурах деформации приведена на рис. 3.

В результате всех этих исследований был установлен температурный интервал (700...750°С), позволяющий качественно реализовывать процесс ИПД методом ВЭ для жаропрочных  $\alpha + \beta$  - титановых сплавов. При этом обнаружен эффект дробления структурных составляющих  $\alpha + \beta$  - сплавов ВТ8 и ВТ3-1 до размеров 200...500 нм, позволяет их классифицировать как СМК- сплавы [8].

#### Выводы

1. В результате проведенных исследований получены титановые сплавы с субмикрокристаллической структурой из литых заготовок.

2. Разработана технологическая схема ИПД методом ВЭ для структурирования жаропрочных титановых сплавов ВТ8 и ВТ 3-1.



**Рис. 3.** Микроструктура поперечного сечения образцов из сплава BT3-1 (аналогично и для сплава BT8) при различных температурах деформации ('500): a – центр, T = 820 °C, 1 проход; 6 – край, T = 820 °C, 1 проход; e – край, T = 870 °C, 1 проход; e – край, T = 770 °C, 1 проход; e – край (T = 770 °C, 1 проход; e – край, T = 770 °C, 1 проход; e – край (T = 770 °C,

3. Осуществленные технологические мероприятия позволили получать СМК титановые материалы с полезной анизотропией свойств, что позволяет рекомендовать их применение для изготовления ответственных деталей авиационного назначения (например, лопаток компрессоров последних ступеней, а также моноколес, взамен используемых менее прочных титановых  $\alpha+\beta$ -сплавов).

#### Список литературы

- Коваленко Т. А. Формирование стабильной субмикрокристаллической структуры в титане / Т. А. Коваленко, А. В. Овчинников // МиТОМ. – 2010. – № 2.- С. 35–43.
- Овчинников А. В. Применение винтовой экструзии для получения субмикрокристаллической структуры и гомогенизации титанового сплава ВТЗ-1 / А. В. Овчинников, Д. В. Павленко, А. Я. Качан [и др.] // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 2. – С. 185– 188.
- Новые схемы накопления больших пластических деформаций с использованием гидроэкструзии / Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, С. Г. Сынков [и др.] // Физика и техника высоких давлений. 1999. №3 (т. 9). С. 109–111.

- Комановский А. З. Обработка титановых сплавов давлением / Комановский А. З., Чечулин Б. Б., Важецин С. Ф. – М. : Металлургия, 1977 – 96 с.
- Гусев А. И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / Гусев А. И. – М. : ФИЗМАТ-ЛИТ, 2005. – 416 с.
- Валиева Р. З. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства / Р. З. Валиева, И. В. Александров – М. : Академкнига, 2007. – 397 с.
- Влияние интенсивной пластической деформации на критическую температуру Ac<sub>3</sub> титанового сплава BT8 / Т. А. Коваленко, И. А. Овчинникова, О. С. Омельченко [и др.] // Строительство, материаловедение, машиностроение : сб. научн. трудов. Дн-вск, 2011. Вып. 58. С.407-412.
- Технологические особенности изготовления лопаток компрессора ГТД из титановых сплавов с применением винтовой экструзии / Качан А. Я, Овчинников А. В., Павленко Д. В. [и др.] // Вестник двигателестроения. – 2012. – 2012. – № 1. – С. 92–97.

Поступила в редакцию 15.05.2017

#### Ольшанецький В.Ю., Качан О.Я., Овчинніков О.В., Джуган О.А. Вплив технологічних параметрів процесу гвинтової екструзії на структуру та властивості складнолегованих титанових сплавів

Розроблено технологічну схему та визначено основні режими технологічного процесу структурування об'ємних заготовок з титанових сплавів методом інтенсивної пластичної деформації, що забезпечують формування субмікрокристалічної структури в дослідних сплавах. Досліджено вплив вмісту легуючих елементів на структуру та механічні властивості титанових сплавів, що піддаються інтенсивній пластичній деформації, а також отримано відповідні аналітичні залежності.

*Ключові слова:* структура, розмір, механічні властивості, легувальні елементи, інтенсивна пластична деформація, титан.

# Ol'shanetskii V., Kachan A., Ovchinnikov A., Dzhugan A. Influence of technological parameters of the process of twist extrusion on the structure and properties of complex titanium alloys

The technological scheme is developed and the basic modes of technological process of structuring of bulk billets from titanium alloys by the method of intensive plastic deformation providing formation of submicrocrystalline structure in research alloys are determined. The effect of the content of alloying elements on the structure and mechanical properties of titanium alloys subjected to intense plastic deformation is studied, and corresponding analytical dependencies are obtained.

*Key words:* structure, size, mechanical properties, alloying element, intensive plastic deformation, titanium.

УДК 621.452.3

### Канд. техн. наук В. Ф. Мозговой<sup>1</sup>, д-р техн. наук А. Я. Качан<sup>2</sup>, В. А. Панасенко<sup>1</sup>

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

## ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Обобщен практический опыт сверления мелкоразмерных отверстий и фрезерования панелей шумоглушения авиационных двигателей, выполненных из композиционных материалов. Представлен специальный режущий инструмент заводской конструкции для обеспечения требований шероховатости поверхностей и достижения максимальной производительности. На основе подобранных режимов резания выполнен сравнительный анализ полученных результатов обработки с описанными в литературе другими известными методами формообразования деталей из композиционных материалов.

**Ключевые слова**: панель шумоглушения, авиационный двигатель, полимерный материал, износ, скорость резания, станок с ЧПУ, сверло, шероховатость, подача, фреза, отклонение, углепластик, эмульсия, инструмент, роутер, расслоение композиционного материала, подача на зуб, твердый сплав, быстрорежущая сталь.

#### Введение

В современных турбореактивных двигателях все более широкое применение находят новые конструкционные материалы, обладающие высокими эксплуатационными свойствами. К ним относят композиционные материалы на полимерной основе, армированные стеклянными, углеродными, органическими волокнами и тканями. Например, применение современных полимерных композиционных материалов (ПКМ) при изготовлении конструктивных элементов вертолетов позволяет снизить массу агрегатов на 20% и уменьшить трудоёмкость изготовления на 30-50%. При этом снижаются затраты на производство и эксплуатацию [1]. Такие композиты как волокнистый углепластик на 70% легче конструкционной стали и на 40% – алюминиевого сплава, но не уступают им по эксплуатационным показателям [2].

Наряду с высокими физико-механическими, химическими и антифрикционными свойствами полимерные композиционные материалы обладают способностью гасить вибрации и шумы. Снижение шума авиационной техники на местности является актуальной задачей. Снижение излучаемого двигателем шума с помощью звукопоглощающих конструкций и панелей открывает возможность эксплуатации самолетов в различных регионах.

Звукопоглощающие конструкции панелей представляют собой сэндвичевые оболочки сложной конфигурации. Оболочки состоят из двух термосклеенных между собой половинок. Они несут на себе большое количество мелкоразмерных отверстий диаметром 1,6–2 мм для погло-

© В. Ф. Мозговой, А. Я. Качан, В. А. Панасенко, 2017

щения шума. Звукопоглощающая панель имеет множество воздушных камер, препятствующих распространению звуковых волн. Мелкоразмерные отверстия, выполненные на финишных операциях обработки панелей, усиливают шумопоглощающий эффект.

К инструменту для механической обработки ПКМ предъявляются высокие и разнообразные требования. В процессе обработки этих материалов технологи сталкиваются с такими проблемами как расслоение материала, перегрев, образование заусенцев, абразивный износ режущего инструмента. Сверление отверстий диаметром до 3 мм связано с рядом трудностей, главной из которых считается поломка режущего инструмента [2], и кроме этого, обработка ПКМ осложняется рядом других проблем, которые можно свести к следующему:

 высокая твердость наполнителя и его абразивное воздействие на режущий инструмент;

 ярко выраженная анизотропия свойств обрабатываемого материала;

 относительная сложность получения высокого качества поверхности из-за слоистой структуры материала;

 высокие упругие свойства композиционных материалов, что вызывает повышенный износ инструмента по задней поверхности;

- низкая теплопроводность композитов, что вызывает повышенный перегрев режущего инструмента и препятствует нормальному распределению теплового баланса при резании;

 возникающая деструкция полимерного связующего способствует адсорбционному износу инструмента; - невозможность применения СОЖ для определенного класса полимерных материалов.

В связи с этим, получение деталей из ПКМ с заявленными конструкторскими требованиями и гарантированным качеством является актуальной задачей для современного авиационного производства.

#### Цель работы

Обобщение практического опыта обработки деталей из полимерных композиционных материалов на обрабатывающих центрах с ЧПУ с достижением требуемого качества и точности обработанных поверхностей.

#### Содержание и результаты работ

Панели шумоглушения представляют собой оболочки, которые конструктивно охватывают корпус двигателя, создавая шумозащитный барьер (рис. 1). Панели, собранные и закрепленные по внешнему диаметру корпуса двигателя, охватывают зоны, отличающиеся повышенным шумом. Детали выполнены из стеклотекстолита, имеющего в основе мелкоячеистую стеклоткань, что позволяет получать рельефные детали мелких размеров при прессовании.



Рис. 1. Панель шумоглушения на корпусе двигателя

Конструктивно панели шумоглушения имеют прямую и обратную кривизну. Отверстия диаметром от 2,5 мм до 4 мм располагаются по нормали к криволинейной поверхности основания (как правило, цилиндрической или конической формы) и выполнены с двух сторон деталей. Максимальное количество отверстий в панели с прямой кривизной составляет 2500 единиц (рис. 2).

Механическую обработку панелей шумоглушения в АО «Мотор Сич» выполняют на высокоскоростном 5-координатном обрабатывающем центре с ЧПУ КХ-200 (HURON), оснащённом системой ЧПУ Sinumerik-840D. Станок имеет высокие технические характеристики (рис. 3).



Рис. 2. Расположение отверстий в панели шумоглушения

 Максимальные обороты — 18000 об/мин.
Точность станка по линейным осям X, Y, Z составляет 0.001 мм и по круговым осям 0.001°.

Кинематика станка позволяет обеспечить расположение осей мелкоразмерных отверстий по нормали к сложной поверхности панелей. На станке также выполняется фрезерование контура детали концевыми фрезами.



Рис. 3. 5-координатный обрабатывающий центр КХ-200

Для сверления отверстий деталь устанавливают на приспособление и сверху прижимают плитой, имеющей координатную сетку отверстий, совпадающую с будущей координатной сеткой отверстий на детали (рис. 4). Прижимная плита создает дополнительную жесткость детали при закреплении и исключает деформирование заготовки во время обработки. Для панелей больших габаритов вместо плиты применялись обжимные резиновые ремни.

Ряд панелей конструктивно требуют сверления отверстий с двух сторон. Для этого панель после выполнения сверления с одной стороны переворачивали на другую сторону, устанавливали в другое приспособление и операция сверления продолжалась.

Как отмечено в работе [4], процесс сверления мелкоразмерных отверстий до 3 мм в деталях из ПКМ трудно поддается управлению. Обычный концевой инструмент из быстрорежущей стали и твердых сплавов быстро ломается. А после отработавшего инструмента на поверхности остаются заусенцы или наволакивание материала, которые приходится удалять вручную.



Рис. 4. Приспособление для крепления панели на станке

Мелкоразмерный режущий инструмент из быстрорежущей стали для обработки ПКМ малопригоден, в связи с преждевременным выкрашиванием режущих кромок и, как следствие поломкой. Эта особенность связана с сильно развитой карбидной неравномерностью быстрорежущей стали [3]. Другим немаловажным фактором является пересечение отверстий со скрытыми ребрами жесткости детали. При пересечении во время рабочего хода происходит увод сверла, деформирование инструмента и, как правило, его поломка.

Часто происходит заклинивание сверла при обратном ходе от пружинения заготовки. В этом случае, как правило, также происходит поломка инструмента.

Универсальные сверла для обработки металлов имеют слишком большой угол при вершине, что негативно сказывается на процессе сверления. Режущие кромки сверла неспособны срезать волокна без образования заусенцев.

В качестве режущего инструмента для обработки ПКМ известные инструментальные фирмы предлагают большую номенклатуру цельнотвердосплавных сверл и фрез с мехкреплением. Так, компания Taegu Tec предлагает инструмент для обработки композитов. В нее вошли мелкоразмерные сверла с алмазным покрытием, фрезерные пластины из поликристаллического алмаза (PCD), концевые твердосплавные фрезы. Компания Hoffmann Group для обработки пластиков и композитных материалов предлагает специальные инструментальные материалы, обладающие высокой устойчивостью к абразивному износу – кубический нитрид бора (КНБ) и поликристаллические алмазы (PKD). Альтернативу им составляют твердосплавные инструменты с алмазным покрытием. Конструкция инструментов отличается наличием разнонаправленных зубьев - правой или левой спирали и специальной геометрии, препятствующей расслоению материала. Разнонаправленность спирали обеспечивает необходимое направление схода стружки при обработке.

Перечень фирм, предлагающих новый инструмент, не исчерпывается упомянутыми. Предложения многих других фирм по режущему инструменту находят свою нишу в реальном массовом или крупносерийном производствах.

Основным препятствием для применения предлагаемого инструмента в серийном или мелкосерийном производствах является его цена и невозможность полного восстановления режущих свойств инструмента после самостоятельной переточки.

Для обработки деталей из ПКМ на АО «Мотор Сич» был разработан комплекс мероприятий по оптимизации сверления мелкоразмерных отверстий в сэндвичевых панелях, включающий разработку конструкции специального сверла и подбор оптимальных режимов резания (рис. 5).



Рис. 5. Роутер диаметром 2,5 мм

За критерий технологической стойкости инструмента была принята ширина фаски износа инструмента по задней поверхности. Превышение износа свыше 0,35 мм ведет к ухудшению качества обработанной поверхности и росту мощности резания [4]. Это было положено в основу собственной конструкции роутера диаметром 2,5 мм.

Спроектированный роутер (см. рис. 5) для сверления отверстий диаметром 2,5 мм был изготовлен из твердого сплава H10F (SANDVIK) и альтернативного сплава DK-460UF. Инструмент изготавливался на 5-координатном заточном станке с ЧПУ GEMINI. Допуск осевого биения режущих кромок относительно оси хвостовика составлял не более 0,01 мм. Допуск радиального биения по ленточке относительно оси хвостовика — не более 0,01 мм. Учитывая то, что сверло работает с большими оборотами, инструмент был

динамически отбалансирован до 0,5 г<sup>.</sup>мм.

Особенностью конструкции роутера является угол при вершине 90° и наличие по торцу инструмента режущих кромок, которые при вращении инструмента подрезают вытягивающиеся волокна стеклопластика. За счет этого удалось существенно уменьшить наволакивание материала при выходе инструмента из материала, что дало возможность значительно сократить долю ручного труда на слесарных операциях, а в некоторых случаях и вообще отказаться от них (рис. 6).

Режимы резания при обработке отверстий составили -n = 12000 об/мин,  $S_{\rm M} = 600$  мм/мин. Соответственно, скорость резания -V = 92 м/мин. В отверстиях удалось добиться практически полного отсутствия заусенцев и наволакивания материала.



Рис. 6. Просверленные роутером отверстия в панели

Стойкость роутера составила около 120 мин. В процессе работы происходил естественный износ инструмента. Для восстановления режущих свойств проводилась переточка сверла.

Для сверления в стеклопластиковой панели отверстий большого диаметра были спроектированы и изготовлены специальные чашечные зенкеры. Диаметр рабочей части инструмента соответствовал диаметру обрабатываемого отверстия в панели. Были изготовлены шесть градаций зенкеров на диаметры 12, 32,5, 34,5, 42,5, 46, 177,6 мм (рис. 7). Зенкер с рабочим диаметром 177,6 мм был изготовлен сборным. За один рабочий ход зенкера получалось одно отверстие в детали. В качестве отходов материала выходил вырезанный круг стеклопластиковой панели.

Инструмент был выполнен из быстрорежущей стали P12M3Ф3K10-МП с последующей закалкой до 68...70 HRC. Допуск осевого биения режущих кромок относительно оси хвостовика составлял не более 0,02 мм. Допуск радиального биения относительно оси хвостовика — не более 0,01 мм.

Чашечный зенкер во время работы совершает вертикальные движения по оси «Z» станка так, что за один ход формируется готовое отверстие. Режимы резания при обработке чашечным зенкером составили: n = 10000 об/мин,  $S_{\rm M} =$ = 800 мм/мин. Соответственно, средняя скорость резания составила V = 690 м/мин. Конструкция зенкера позволяет производить переточку инструмента на заточных станках с полным восстановлением режущих свойств инструмента.



**Рис. 7.** Чашечный зенкер для обработки отверстий среднего и большого диаметра

Одним из широко применяемых методов механической обработки композиционных материалов является фрезерование. Фрезерованием формируют внешний контур панелей для обеспечения их взаимной собираемости на двигателе, выполняют различного рода поднутрения и пазы. Как отмечено в работе [2], фрезерование полимерных композиционных материалов рекомендуется выполнять фрезами из твердого сплава ВК8. При этом, инструмент должен отвечать следующим критериям:

- передний угол γ = 20-25°, задний α = 10-12°;
  - подача на зуб Sz = 0,15-0,17 мм/зуб;
  - глубина резания -t = 0,5-0,6 мм.

Исследованиями также установлено, что неоправданное увеличение подачи Sz и глубины резания *t* приводит к резкому снижению работоспособности режущего инструмента, даже оснащенного твердым сплавом BK8 [2]. При увеличении Sz и *t* начинается интенсивное расслоение композиционного материала, разрушается связка, и волокна упрочнителя вырываются с поверхности под действие сил резания. Это ведет к наволакиванию материала и ухудшению качества обработанной поверхности.

Инструментальные фирмы наряду с фрезами с режущими кромками из поликристаллических алмазов предлагают твердосплавные фрезы с алмазным покрытием. Скорости резания при этом рекомендуются в диапазоне от 150 до 350 м/мин, подача — от 0,06 до 0,1 мм/зуб [5]. Особенностью предлагаемых фрез является специальная вогнутая форма режущей кромки, препятствующая расслоению материала. Для решения задачи по подрезке торцев панелей шумоглушения и выполнению фрезерных переходов на АО «Мотор Сич» была спроектирована и изготовлена цельнотвердосплавная концевая фреза. Фреза изготовлена из сплава H10F и DK460UF (рис. 8).



Рис. 8. Цельнотвердосплавная фреза для подрезки панелей шумоглушения

Режимы резания при фрезеровании панелей составили Vрез = 175 м/мин, n = 8000 об/мин,  $S_{\rm M} = 1075$  м/мин, подача при врезании составила  $S_{\rm M} = 540$  м/мин. Испытания показали, что по сравнению с технически обоснованными режимами резания для фрез инструментальных фирм, заводские режимы резания находились в реко-

мендуемом диапазоне и отвечали требованиям по точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. Обработка проводилась без применения рабочей охлаждающей жидкости.

В процессе дальнейшей эксплуатации оборудования и обработки деталей, выполненных из полимерных материалов, в том числе и из стеклопластика, подтвердился правильный выбор решения производственной задачи.

#### Заключение

Достигнутые результаты могут быть использованы в практической работе технологами-программистами при изготовлении деталей из композиционных материалов. Накопленный опыт расширит область применения таких материалов, позволит повысить производительность обработки и качество выпускаемой продукции.

#### Список литературы

- Дорошенко Н. И. Эволюция материалов для лопастей вертолетов / Н. И. Дорошенко, Л. В. Чурсова // Авиационные материалы и технологии. – 2012. – Вып. 2. – С. 16 – 18.
- Особенности фрезерования полимерных композиционных материалов / А. С. Янюшкин, Рычков Д. А., Лобанов Д. В. [и др.] // Системы. Методы. Технологии. – 2013. – №2 (18). – С. 88 – 90.
- Дударев А. С. Способы исключения разрушения мелкоразмерного режущего инструмента при сверлении отверстий в многослойных сэндвичевых конструкциях из полимерных композиционных материалов / А. С. Дударев, В. И. Свирщев // Известия ТулГУ. Технические науки. 2012. №5. С. 66–74.
- Холмогорцев Ю. П. Оптимизация процессов обработки отверстий / Ю. П. Холмогорцев. – М.: Машиностроение, 1984. –184 с.
- 5. Режущий инструмент GARANT для обработки композитных материалов // Композитный мир. – 2016. – №2. – С. 54 – 55.

Поступила в редакцию 15.05.2017

## Мозговой В.Ф., Качан О.Я., Панасенко В.О. Технологія обробки різанням деталей ГТД з полімерних композиційних матеріалів на верстатах з ЧПК

Узагальнено практичний досвід свердління дрібнорозмірних отворів та фрезерування панелей шумоглушіння авіаційних двигунів, виконаних з композиційних матеріалів. Представлено спеціальний ріжучий інструмент власної конструкції для забезпечення вимог шорсткості поверхонь та досягнення максимальної продуктивності. На основі підібраних режимів різання зроблено порівняльний аналіз отриманих результатів обробки з описаними в літературі іншими відомими методами формоутворення деталей із композиційних матеріалів.

**Ключові слова:** панель шумоглушіння, авіаційний двигун, полімерний матеріал, зношування, швидкість різання, верстат з ЧПК, свердло, шорсткість, подача, фреза, відхилення, вуглепластик, емульсія, інструмент, роутер, розшарування композиційного матеріалу, подача на зуб, твердий сплав, швидкоріжуча сталь.

## Mozgovoj V., Kashan A., Panasenko V. Technology processing by cutting of details aviation engine at polymeric composite materials on CNC machines

Practical experience of the decision of a technological problem of drilling fine-grain holes and milling of panels sound-suppressing the aviation engines executed from composite materials is presented. Experience of application of the special cutting tool of own design for maintenance of requirements of a roughness of surfaces and achievement of the maximum productivity is considered. On the basis of the picked up modes of cutting the comparative analysis of the received results of processing with other known methods described in the literature shaping details from composite materials is made.

**Key words:** The panel sound-suppressing, the aviation engine, a polymeric material, deterioration, speed of cutting, the machine CNC, a mill, a drill, a roughness, giving, a mill, a deviation, coal plastic, emulsion, the tool, a router, stratification of a composite material, giving on tooth, a firm alloy, a fast-cutting steel.

### УДК 620.198:621438

В. С. Ефанов<sup>1</sup>, канд. техн. наук А. Н. Прокопенко<sup>1</sup>, д-р тех. наук А. В. Овчинников<sup>2</sup>, д-р тех. наук. Ю. Н. Внуков<sup>2</sup>

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

## ЭРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВЕРТОЛЕТНЫХ ГТД С РАЗЛИЧНЫМИ ТИПАМИ ПОКРЫТИЙ

Приведены результаты сравнительных стендовых испытаний двигателя ТВ3-117ВМА с установкой компрессора, укомплектованного рабочими лопатками с 16 вариантами покрытий. Проведена оценка эрозионной стойкости лопаток компрессора от состава покрытия и технологии его нанесения.

**Ключевые слова:** покрытие, компрессор, лопатка рабочая, эрозионная стойкость, износ, *ITД*, газоабразивный, статистика, наработка, испытание.

#### Введение

Решением проблемы повышения эрозионной стойкости лопаток компрессора вертолетных ГТД (газотурбинный двигатель), эксплуатируемых в условиях повышенной запыленности атмосферы, на предприятии АО «Мотор Сич» интенсивно начали заниматься в начале 1980-х. В период 1989-1990 гг. были проведены стендовые сравнительные эрозионные испытания лопаток компрессора, а также получена первая информация о работоспособности лопаток с покрытием нитрид титана (TiN) в реальных условиях эксплуатации, в районах с повышенной запыленностью атмосферы. Проведенные работы показали, что покрытие из нитрида титана является эффективным средством защиты лопаток компрессора вертолетных ГТД от пылевой эрозии [1].

На данный момент, предприятие располагает технологией и оборудованием собственной разработки для нанесения эрозионностойкого покрытия нитрида титана методом вакуумной ионно-плазменной технологии.

Тем не менее, за прошедший период времени в различных организациях разработаны новые типы покрытий, в том числе многокомпонентные с экстремальными свойствами.

<u>Шель работы.</u> Проведение сравнительных эрозионных испытаний для определения более эффективных типов покрытий по сравнению с применяемым на предприятии нитридом титана.

#### Условия проведения испытаний

Сравнительные стендовые испытания предусматривали подготовку полноразмерного двигателя ТВЗ-117ВМА с установкой компрессора, укомплектованного рабочими лопатками с 16 вариантами различных покрытий, приведенных в таблице 1.

Согласно программе, согласованной с ЦИАМ, сравнительные эрозионные испытания были проведены в 4 этапа с общей наработкой двигателя ~ 6 часов, расход абразива составил ~ 16 кг.

В качестве абразивного материала использовался кварц молотый пылевидный КП-2 марки Б с грануляцией помола 0,020 мм, таким образом при сравнительных эрозионных испытаниях были воспроизведены условия работы двигателя с ПЗУ (пылезащитное устройство), т. к. в ПЗУ грибкового типа не подлежит сепарации фракция песка ≤ 0,02 мм.

№	Покрытие	N⁰	Покрытие	N⁰	Покрытие	N⁰	Покрытие
1	TiCrN (№1)	5	TiAlYN	9	TiC	13	TiN - многослойное
2	CoTiC	6	TiZrN (№2)	10	MoN	14	TiZrN (№1)
3	CoTiN	7	TiN (№1)	11	TiAlN	15	TiN (C) - серийное
4	TiCrN (№2)	8	TiAlN	12	TiN (№2)	16	Без покрытия

Таблица 1 - Варианты защитных покрытий

Примечание. №2 — отмечены покрытия от различных производителей.

© В. С. Ефанов, А. Н. Прокопенко, А. В. Овчинников, Ю. Н. Внуков, 2017

Схема подачи абразива на вход двигателя приведена на рис. 1, кварцевый песок подавался во входное устройство 3 двигателя посредством порошкового дозатора 2, управляемого дистанционно при помощи пульта 1.

Дозатор располагался вне зоны воздушного потока, абразив полавался во вхолное устройство посредством трубки 4, срез которой находился на расстоянии 1 м от входного устройства и высоте 0,5 м выше оси вращения ротора, что обеспечило более равномерное распределение абразива по потоку.



Рис. 1. Схема подачи абразива при эрозионных испытаниях: 1 – пульт управления, 2 – дозатор, 3 – входное устройство, 4 – подающая трубка

#### Оценка состояния лопаток после эрозионных испытаний

Из опыта эксплуатации и ранее проведенных испытаний установлено, что максимальный эрозионный износ наблюдается в периферийной части лопаток из-за сепарации абразивных частиц и более высоких скоростей набегания газоабразивного потока на поверхность лопатки.

Механизм износа лопаток без покрытия следующий: по мере воздействия газоабразивного потока на входную кромку и поверхность пера со стороны корыта происходит износ входной кромки в периферийной части и утонение профиля за счет уноса материала лопатки абразивными частицами, как следствие, интенсивный износ выходной кромки.

Наличие покрытия с высокой твердостью на поверхности корыта препятствует износу лопатки, поэтому одним из критериев работоспособности покрытия является его наличие на профиле пера лопатки со стороны корыта в периферийной части в процессе эксплуатации. Учитывая относительно малые толшины покрытия (~ 6...10 мкм), наличие покрытия на проточной поверхности свидетельствует также о сохранении геометрических параметров профиля пера лопатки.

Визуальная оценка состояния лопаток после эрозионных испытаний показала, что все типы испытанных покрытий на входной кромке подвержены износу, по корыту и выходной кромке состояние покрытия для каждого типа различное. В итоге, определяющим параметром, характеризующим эрозионный износ лопаток с покрытием является изменение размера хорды в периферийном сечении до и после испытаний. На рис. 2 приведены относительные изменения хорд лопаток 6-й ступени в периферийном сечении с различными типами покрытий:

$$\Delta = (L_1 - L_2)/L_1 \cdot 100 \%,$$

где  $\Delta$  – относительное изменение хорды лопатки в периферийном сечении, %;

 $L_1$  – размер хорды до испытаний, мм;  $L_2$  – размер хорды после испытаний, мм.

Из результатов измерений хорд следует, что целый ряд покрытий независимо от состава способны противостоять эрозионному износу, в том числе и покрытия на основе нитрида титана. На лопатках с относительным эрозионным износом менее 10 % уменьшение размера хорд происходит вследствии износа входной кромки. более 10 % уже наблюдается износ выходной кромки в результате отслоения (повреждения) покрытия в периферийной части лопатки со стороны корыта.



Рис. 2. Относительный эрозионный износ хорды лопаток 6 ст. в периферийном сечении

Степень повреждения покрытий после эрозионных испытаний различна, наряду с лопатками, где состояние покрытия удовлетворительное, выявлены лопатки, состояние покрытия которых существенно отличается даже в пределах партии деталей одного изготовителя, что по-видимому, обусловлено недостаточной стабильностью технологического процесса нанесения покрытия.

Из приведенных значений можно сделать вывод, что целый ряд покрытий (CoTiC, TiCrN, TiN) повышает сопротивляемость эрозионному износу в 1,5...3,5 раз.

На рис. 3 приведены снимки лопаток 6-й ступени с различными вариантами покрытий прошедших испытания, тонкими линиями нанесены контуры лопаток до эрозионных испытаний.



Рис. 3. Лопатки 6 ст., прошедшие эрозионные испытания

Данные лопатки подбирались по принципу минимального повреждения покрытия, относительный эрозионный износ хорд этих лопаток с покрытием соизмерим и находится в пределах погрешности измерений.

На приведенных лопатках относительный износ обусловлен износом входных кромок, где угол набегания газоабразивного потока на поверхность лопатки составляет ~ 90°, в тоже время все покрытия удовлетворительно отработали при малых углах набегания потока, что имеет место по корыту лопатки. На том же рисунке для сравнения показана лопатка без покрытия (№ 16), опыт эксплуатации показывает, что такая степень износа приводит к отказу двигателя, который квалифицируется как помпаж.

Следует также отметить лопатки (см. рис. 4) с более существенными повреждениями, но тем не менее на протяжении всего цикла эрозионных испытаний наличие покрытия на этих лопатках существенно замедлили износ по хорде в периферийном сечении.

На рис. 5 приведены фотографии лопаток с покрытиями, которые неудовлетворительно отработали в условиях эрозионных испытаний.

Анализируя состояние покрытий на лопатках можно сделать вывод, что неудовлетворительная работоспособность лопаток связана прежде всего с технологией нанесения и ее низкой стабильностью.

Таким образом, эрозионная стойкость в меньшей степени зависит от состава покрытий, и по-



Рис. 4. Лопатки 6 ст., прошедшие эрозионные испытания



Рис. 5. Лопатки 6 ст., неудовлетворительно прошедшие эрозионные испытания

видимому, обусловлена механическими свойствами и состоянием покрытия, в частности наличием капельной фазы, ее количества и размеров. Капельная фаза не обладает экстремальными свойствами покрытия и является очагом разрушения при воздействии газоабразивного потока на поверхность лопатки.

#### Выводы

1. В результате проведенных сравнительных эрозионных испытаний 16 различных эрозионностойких покрытий установлено, что несколько типов покрытий (CoTiC; TiCrN; TiN - многослойное), в том числе использованные на предприятии АО «Мотор Сич» покрытие из нитрида титана (TiN - серийное), в равной степени могут быть использованы для защиты от пылевой эрозии лопаток компрессора вертолетных ГТД.

2. Установлено, что лопатки с покрытием TiZrN; CoTiN имеют более существенные повреждения, однако, на протяжении всего цикла эрозионных испытаний существенно замедлили износ по хорде в периферийном сечении.

3. Для повышения эксплуатационных свойств помимо состава покрытия, определяющую роль играет технология нанесения. Необходимо провести в дальнейшем работы по совершенствованию технологического процесса и оборудования получения покрытия из нитрида титана.

#### Список литературы

 Повышение эрозионной стойкости рабочих лопаток компрессора ГТД / [Н. В. Белан, В. В. Омельченко, А. Н. Прокопенко и др.] // Авиационная промышленность. – 1986. – № 10. – С. 19–20.

Поступила в редакцию 15.05.2017

## Ефанов В.С., Прокопенко О.М., Овчинніков О.В., Внуков Ю.М. Ерозійна стійкість лопаток компресора вертолітного ГТД з різними типами покриттів

Наведено результати порівняльних стендових випробувань двигуна ТВ3-117ВМА з установкою компресора, укомплектованого робочими лопатками з 16 варіантами покриттів. Проведено оцінку ерозійної стійкості лопаток компресора від складу покриття і технології його нанесення.

**Ключові слова:** покриття, компресор, лопатка робоча, ерозійна стійкість, знос, ГТД, газоабразивний, статистика, напрацювання, випробування.

## Yefanov V., Prokopenko O., Ovchinnikov O., Vnukov Yu. Erosion resistance of helicopter GTE compressor blades protected by various types of coatings

This work presents the results of comparative bench tests conducted for TV3-117VMA engine with a compressor equipped with rotor blades protected by 16 types of coatings. Impact assessment of coating composition and coating method on compressor blade erosion resistance was made.

*Key words:* coating, compressor, rotor blade, erosion resistance, wear, *GTE*, gas-abrasive, statistics, operating time, test.

### УДК 621.831; 621.92

#### В.В.Кравцов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ВЛИЯНИЕ ШЛИФОВАЛЬНОЙ ОПЕРАЦИИ НА ТОЧНОСТЬ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ЗАЦЕПЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ГЛАВНЫХ ВЕРТОЛЕТНЫХ РЕДУКТОРОВ

В работе, на основе результатов экспериментальных исследований, показано влияние шлифовальной операции на точность изготовления зубчатых колес главных вертолетных редукторов из стали 16X2H4BA-Ш.

Ключевые слова: зубчатые колеса, эвольвентограммы, экспериментальные данные.

#### Введение

Высокая точность изготовления зубчатых колес главных вертолетных редукторов (ГВР), наряду с обеспечением высокого качества химикотермической обработки (ХТО), являются необходимыми условиями их высокой работоспособности.

Современное оборудование для нарезания зубчатых колес обеспечивает точность обработки по 3-4 степени. Однако, ХТО вследствие неоднократных нагревов и охлаждений вызывает существенную деформацию зубчатых колес. Под влиянием термических и структурных напряжений изменяются: толщина зубьев, диаметральные и осевые размеры колес, профиль и направление зубьев. Как показывает практика, точность зубчатых колес после цементации и закалки снижается на 2-3 степени.

Восстановление точности - трудная технологическая задача, поскольку для устранения геометрических погрешностей приходится удалять поверхностный слой значительной толщины (0,15-0,25 мм со стороны зуба). При этом из-за погрешностей, вызванных ХТО, удаление поверхностного слоя происходит неравномерно. Это приводит к удалению более твердого и работоспособного поверхностного слоя с профилей зубьев и снижает эффективность XTO. Кроме того, температурное и силовое воздействия на шлифуемую поверхность могут привести к образованию трещин и прижогов в хрупком слое. Восстановление точности достигается зубошлифованием. На сегодняшний день зубошлифование это наиболее точный процесс механической обработки рабочих поверхностей зубьев, имеющих твердость HRC > 50. В производстве зубчатых колес ГВР зубошлифование является основной финишной операцией зубообработки, на которой формируются окончательная геометрия и точность элементов зацепления. Так как эта операция выполняется после упрочняющей XTO, то от качества ее выполнения зависит контактная и изгибная выносливость зубьев, надежность и ресурс работы передач в целом. Операция шлифования выполняется на специализированных шлифовальных станках, технологические возможности которых должны обеспечивать:

- высокую точность и производительность обработки;

- шероховатость поверхности не выше  $R_a = 0.6$  мкм;

- гибкость в переналадке для обеспечения обработки большой номенклатуры зубчатых ко-лес;

- обработку многовенцовых колес с заданным взаимным расположением зубьев;

- высокое качество поверхностного слоя, отсутствие шлифовочных дефектов;

- выполнение всех видов модификаций поверхностей зубьев [1].

Цель работы — оценка влияния шлифовальной операции на точность изготовления элементов зацепления зубчатых колес ГВР.

#### Объект исследования

В качестве объекта исследования приняты цилиндрические колеса зубчатые главного вертолетного редуктора ВР-14 (рис. 1) из стали 16Х2Н4ВА-Ш.



Рис. 1. Колесо зубчатое из стали 16Х2Н4ВА-Ш

#### Методика проведения исследований

Шлифовальная операция выполняется на профилешлифовальном станке Gleason-PFAUTER Р 600/800 G (рис. 2).



Рис. 2. Профилешлифовальный станок Gleason-PFAUTER Р 600/800 G

Инструмент — шлифовальный круг 300/272x20/4x127, ЕКW70/80Н/І-10V10, профиль Е (60°). Скорость вращения шлифовального круга V = 30...35 м/с. Глубина чернового прохода t = 0,05 мм, чистового — t = 0,02 мм. Эффективная подача S = 2700 мм/мин. Охлаждение — Саstrol Varicut.

Для контроля биения и отклонения направления зуба используется измерительная машина GLEASON 1000 GMS (рис. 3).



Рис. 3. Измерительная машина GLEASON 1000 GMS

Система контроля зубчатых колес GAMA GLEASON 1000 GMS — это полноценная метрологическая система, использующая автоматизированную технологию трехмерного датчика, образующего комбинированное движение по четырем или пяти осям, для проверки параметров широкого ряда зубчатых колес.

Программа контроля зубчатых колес GAMA предоставляет рабочие инструменты, необходимые для:

- ввода и хранения параметров детали;

 выбора параметров контроля вида анализа данных;

 запуска и контроля автоматической проверки зубчатого колеса;

- автоматического построения графиков и цифрового анализа данных контроля [2].

#### Результаты исследований и их обсуждение

В процессе работы главных вертолетных редукторов базовые торцы зубчатых колес подвергаются контактным нагрузкам, что приводит к износу поверхности зуба и, соответственно, изменению его геометрии.

С целью восстановления геометрии зубчатых колес проводят операцию шлифовки (шлифовка фасок посадочных мест, диаметров шеек, торцов и профиля зуба).

На измерительной машине GLEASON 1000 GMS выполнены измерения партии зубчатых колес и получены кривые эвольвенты, а также хода линии зуба до (рис. 4) и после (рис. 5) шлифования. На верхнем графике изображены кривые хода линии зуба. На нижнем — кривые эвольвенты. Измерялись 1, 8, 15 и 22-й зубья зубчатого колеса.

Кривые хода линии зуба (см. рис. 4). Измерения проводились по линии делительной окружности. Зелеными горизонтальными линиями обозначена граница измерений (значения от 4,75 до 42,76 мм). Численная величина 8,5 мкм (допуск на ход линии зуба) задана технологическим процессом. Полученные результаты измерений (расположенные ниже диаграммы) показывают превышение параметра Fв (значения 20,3; 16,5; 8,7; 22,9; 16,8 мкм) относительно заданного допуска 8,5 мкм. Значение m – среднее значение погрешности.

Анализируя диаграмму и числовые значения  $V_{\beta f}$  (в идеальных условиях значение угла  $V_{\beta f}$  стремится к нулю, т.е. должна соблюдаться перпендикулярность) можно утверждать, что линия зуба не перпендикулярна базовому торцу. Таким образом, становится ясно, что на зубчатом колесе есть выработка по ходу линии зуба.

Кривые эвольвенты (см. рис. 4). На нижней диаграмме зелеными горизонтальными линиями обозначена граница измерений зуба. Численная величина 36 мкм (погрешность профиля зуба по фланку) задана технологическим процессом. Эвольвента выдерживается от диаметра окружности нижних точек активного профиля (164,52 мм) до наружного диаметра (185,4 мм). Вертикальными линиями синего цвета обозначены допустимые граничные значения эвольвенты (заданы TT чертежа и составляют 0,0055 мм). После излома эти линии показывают допуск погрешности профиля зуба по фланку (заданы TT чертежа и составляют 0,001 мм).

Полученные результаты измерений (расположенные ниже диаграммы) показывают превышение суммарной погрешности эвольвенты F<sub>β</sub> (значения 38,3; 38,8 мкм) относительно заданного допуска 36 мкм. Значение m — среднее значение погрешности.

На диаграмме, полученной после операции шлифования (см. рис. 5), видно, что кривые хода линии зуба и эвольвенты не превышают максимально допустимой погрешности.

Значения кривых хода линии зуба и эвольвенты представлены в таблицах 1 и 2 соответственно.

#### Выводы

Проведенные исследования показали, что после выполнения шлифовальной операции точность изготовления элементов зацепления зубчатых колес ГВР повысилась, а именно: - суммарная погрешность на ход линии наклона зуба F<sub>в</sub> уменьшилась на 77,3%;

- угол fH<sub>в</sub> уменьшился на 85,77%;

 - расстояние между наиболее высокой и наиболее низкой точками кривой на участке проведения анализа ff<sub>в</sub> уменьшилось на 55,14;

- угол fH<sub>в</sub> уменьшился на 23,14%;

- суммарная погрешность эвольвенты F<sub>β</sub> уменьшилась на 26,61%;

- расстояние между наиболее высокой и наиболее низкой точками кривой на участке проведения анализа ff<sub>в</sub> уменьшилось на 24,74%;

- отклонение профиля  $V_{\beta f}$  уменьшилось на 65,75%.

#### Список литературы

- Производство зубчатых колес газотурбинных двигателей: произв.-практ. издание / Ю.С. Елисеев, В.В. Крымов, И.П. Нежурин [и др.]; под ред. Ю. С. Елисеева. – М.: Высш. шк., 2001. – 493 с.
- Руководство по программному обеспечению. Система контроля зубчатых колес GAMA. Версия GAMA2.0. Gleason. The TotalGear Solutions Provider. Январь 2011.

Поступила в редакцию 12.05.2017

Допуск эвольвенты	Описание
Суммарная погрешность (отклонение) на ход (подъем)	Расстояние между наиболее высокой и наиболее низкой точками кривой на участке проведения анализа, измеренное в перпендикулярной
линии наклона зуба $F_{\beta}$ ( $V_{\beta f}$ )	плоскости к линии нулевого отклонения.
Угол fH $_{\beta}$	Плюсовое или минусовое отклонение линии подгонки, или кривой, обеспечивающей наилучшее соответствие на участке проведения анализа, измеренное от точки анализа перпендикулярно к линии нулевого отклонения.
Форма ff <sub>β</sub>	Расстояние между наиболее высокой и наиболее низкой точками кривой на участке проведения анализа, измеренное от линии подгонки, или кривой, обеспечивающей наилучшее соответствие.
Средний угол fH <sub>βm</sub>	Среднее значение всех угловых погрешностей.

Таблица 1 – Допуски на погрешность хода линии зуба

#### Таблица 2 – Допуски на погрешность эвольвенты

Допуск эвольвенты	Описание
Суммарная погрешность эвольвенты (профиля) $F_{\alpha}$	Расстояние между верхней линией подгонки (которая смещается вниз до контакта с наивысшей точкой кривой) и нижней линией подгонки (которая смещается вниз до контакта с низшей точкой кривой.
Угол fH <sub>a</sub>	Максимальная погрешность наклона оптимальной линии наименыших квадратов для зуба в сравнении с номинальным значением.
Средний угол fH <sub>am</sub>	Среднее значение угловых погрешностей всех кривых для каждой боковой поверхности зуба.
Форма ff <sub>a</sub>	Расстояние между наиболее высокой и наиболее низкой точками кривой на участке проведения анализа (измеренное от линии подгонки или от кривой).
Отклонение профиля $V_{\alpha f}$	Разница между минимальной и максимальной угловой погрешностью на каждой боковой погрешности зуба.

#### Технология производства и ремонта



Рис. 4. Кривые эвольвенты и хода линии зуба до операции зубошлифования



Рис. 5. Кривые эвольвенты и хода линии зуба после операции зубошлифования

Кравцов В.В. Вплив шліфувальної операції на точність виготовлення елементів зачеплення зубчатих коліс головних вертолітних редукторів

В роботі, на основі результатів експериментальних досліджень, показано вплив шліфувальної операції на точність виготовлення зубчатих коліс головних вертолітних редукторів із сталі 16X2H4BA-Ш.

Ключові слова: зубчаті колеса, евольвентограми, експериментальні дані.

Kravtsov V. Influence of abrasive action on the accuracy manufacture of gears mesh elements of helicopter main gearboxes

Based on the results of experimental research, influence of abrasive action on the accuracy manufacture of gears mesh elements of helicopter main gearboxes from steel 16H2N4VA-Sh was shown in the work.

Key words: gear wheel, involute curve, experimental data.

УДК 621.793.7

### К. А. Данько

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

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ ГАЗА ВНУТРИ ТРАКТА ДВУХКАМЕРНОЙ ГОРЕЛКИ ДЛЯ СВЕРХЗВУКОВОГО ГАЗОПЛАМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Приведена математическая модель, описывающая изменения скорости и температуры продуктов сгорания в тракте двухкамерной горелки для сверхзвукового газопламенного напыления. В качестве компонентов топлива в расчетах приняты МАФ-газ и кислород. Полученные результаты показывают, что благодаря оригинальной конструкции горелки удалось разделить участки нагрева и ускорения частиц напыляемого материала, существенно улучшив условия для тепловой релаксации частиц, а также расширив возможности управления процессом напыления, при этом, не увеличивая габаритных размеров горелки и исключая сужающиеся участки газового тракта по мере движения расплавленных частиц.

**Ключевые слова:** сверхзвуковое газопламенное напыление, двухкамерная горелка, математическая модель, тарельчатое сопло со свободным внутренним расширением, эжектор, коэффициент избытка окислителя, термодинамические показатели, эжектируемый поток.

#### Введение

С развитием техники и технологии возрастает потребность в функциональных покрытиях, которые позволяют решать задачи по продлению жизненного цикла ответственных нагруженных новых деталей за счет снижения коррозионного, эрозионного и абразивного износа и восстановлению изношенных; сохранению прочнос-ти, твердости и износостойкости деталей в условиях высоких рабочих температур, за счет нанесения термобарьерных покрытий; снижения стои-мости деталей за счет использования более дешевых материалов подложки с высококачественным дорогостоящим покрытием [1, 2].

Одним из направлений улучшения качества и снижения стоимости покрытий является усовершенствование оборудования для их нанесения. Для процессов газотермического напыления, наиболее ответственным компонентом, с точки зрения обеспечения показателей качества и экономичности, является горелка – узел, в котором происходят процессы нагрева и ускорения частиц напыляемого материала. На сегодняшний день существует большое разнообразие конструкций горелок для высокоскоростного газопламенного напыления [35]. Для каждой конструкции разработаны математические модели, которые с достаточной для производственных целей точностью позволяют прогнозировать заданные параметры покрытий, за счет управления технологическими параметрами процесса: температурой и скоростью частиц, соотношением компонентов топлива ИТ.Д.

**Целью работы** является создание математической модели, описывающей изменение скорости и температуры частиц напыляемого материала по ходу их движения в тракте горелки [6] и на участке от выхода из горелки до подложки. Первая часть статьи посвящена моделированию течения продуктов сгорания в пределах тракта горелки.

Несмотря на большое количество исследований в направлении моделирования процессов газоплазменного напыления, построение моделей конкретных агрегатов и устройств остается актуальной задачей. Актуальность обуславливается уникальностью комбинации таких факторов, как геометрия и компоновочная схема установки, химические и термодинамические параметры горючей смеси, химические и термодинамические параметры напыляемого материала, предназначение установки и обуславливаемые им режимы работы.

В ходе анализа существующих публикаций по рассматриваемой теме, были выявлены отдельные соответствия разрабатываемой модели и известных исследований в частях:

- моделирование горения горючей смеси МАФа (метилацетилен-алленовая фракция) с кислородом [7], но в данной работе рассматривается горелочное устройство иного типа и не анализируется состав МАФ-газа;

 моделирование горелочного устройства с внешней и внутренней камерами сгорания [8— 12], но в данных исследованиях имеются отличия

© К.А.Данько, 2017

от рассматриваемой в работе горелки и рассчеты выполнены для других горючих смесей;

- моделирование газо- и термодинамических процессов в различных устройствах [13, 14], но в данных работах рассматриваются общие теоретические аспекты, которые необходимо комплексировать для получения требуемой модели;

- моделирование устройств сверхзвукового напыления [15, 17, 18], но в этих работах рассматриваются иные типы горелок (как правило, однокамерные) и горючих смесей;

- термохимические справочные данные компонент горючей смеси и напыляемого материала [19-21].

Таким образом, актуальной научной задачей является моделирование процессов нагрева и кинематики напыляемых частиц при сверхзву-ковом газоплазменном напылении с помощью двухкамерной горелки.

#### Описание входных данных и допущений

Детально модель двухкамерной горелки описана в [22]. Для последующих расчетов принимаются входные данные, которые удобно разбить на три группы: геометрические, термодинамические и химические.

Геометрические параметры. Горелка состоит из двух сопел (внутреннее с двумя форсунками и наружное), и эжектора с выходной камерой без диффузора. Их геометрические параметры представлены в [22].

Термодинамические параметры:

 температура МАФ газа и кислорода на входе в горелку, а также температура окружающей среды на выходе из горелки;

- давление в камерах сгорания;

- давление окружающей среды на выходе из горелки;

- начальная скорость подачи материала частиц во внутреннюю камеру.

Химические параметры:

- горючий газ MAФ;
- окислитель кислород;

- соотношение топливной пары для внутренней камеры — оптимальное для максимизации температуры сгорания, для наружной камеры оптимальное для максимизации скорости истечения продуктов сгорания;

- напыляемый материал;

- массовая доля частиц в потоке.

Основные допущения, принимаемые при разработке и исследовании модели горелки:

1. Истечение газов описывается теорией турбулентных струй для осесимметричного источника и неподвижной окружающей среды;

2. Газ подчиняется законам идеального газа:

3. Физико-химические свойства газа описываются уравнениями состояния идеального газа; 4. Влияние реакций частиц с газовым потоком не учитывается;

5. Испарения частиц в газовом потоке не происходит;

6. Частицы напыляемого материала имеют сферическую форму, одинаковый диаметр и равномерное распределение по сечению потока;

7. Влияние частиц напыляемого материала на газовый поток не учитывается, по причине малой загрузки потока частицами;

8. Ввод частиц осуществляется на оси струи с нулевой скоростью;

9. Движение частиц в направлении, перпендикулярном к оси потока, не учитывается;

10. На частицу, при ее движении по тракту горелки и от среза камеры смешения эжектора до подложки, действует только сила аэродинамического сопротивления. Действие силы тяжести не учитывается.

Последовательность моделирования следующая: вначале рассматривается течение и нагрев гомогенной газовой струи на различных участках газодинамического тракта; затем моделируется разгон и нагрев частиц напыляемого материала газовым потоком.

#### Подготовка входных данных

В известных работах [7, 23] процесс горения МАФ газа, в результате которого можно получить множество термодинамических величин, необходимых для последующего развития моделей термодинамики твердой частицы в двухфазном потоке не описан. Так как на сегодня разработаны доступные инструментальные средства, позволяющие моделировать процессы горения многокомпонентных газовых смесей, был выполнен их анализ и для последующих исследований совместно использовались программные комплексы TDK и RPA [24–26].

Основными входными данными для работы обоих программных комплексов являются данные о горючем и окислителе. Анализ доступных источников [27, 28] дает точное процентное содержание компонент МАФ газа: (метилацетилен – 45%, пропан – 25,7%, пропилен – 2,1%, аллен – 25,6%, бутилен – 0,3%, дивинил – 0,2%). Кроме того, в [27] различают две марки (А и Б) МАФ газа. Поэтому в данной работе было принято решение рассматривать МАФ газ как следующую смесь углеводородов (указаны массовые доли):

40% — метил-ацетилен (пропин, CH<sub>3</sub>-C=CH);

35 % – аллен (пропадиен,  $CH_2 = C = CH_2$ );

20% — пропан ( $H_3C-H_2C-CH_3$ );

5% — пропилен ( $\ddot{H}_{3}$ C- $\ddot{C}$ H=C $\ddot{H}_{2}$ ).

Согласно [14, 24] был выполнен расчет условной химической формулы МАФ газа для программы TDK. С этой целью были определены

молярные массы и массовые доли (формула 1) составных газов:

$$g_i = \frac{A_i \cdot z_i}{\mu},\tag{1}$$

где  $A_i$  — относительная атомная масса *i*-го химического элемента;  $z_i$  — количество атомов в химической формуле (2);  $\mu$  — относительная молекулярная масса всего вещества.

 $g(H) = 0.75 \cdot 1.4/40 + 0.2 \cdot 1.8/44 + 0.05 \cdot 1.6/42 = 0.12;$  $g(C) = 0.75 \cdot 12 \cdot 3/40 + 0.2 \cdot 12 \cdot 3/44 + 0.05 \cdot 12 \cdot 3/42 = 0.88;$ 

$$z_i = \mu \frac{g_i}{A_i}.$$
 (2)

Таким образом, условная формула МАФ газа –  $C_{7,333}H_{11,829}$ , где z(C)=7,333; z(H) = 11,829.

Далее рассчитываем энтальпию и плотность горючего газа по методике [24]. Данные по энтальпиям углеводородов взяты из [19, 20].

#### Модель сгорания топлива в наружной камере с тарельчатым соплом со свободным внутренним расширением

Моделирование процессов сгорания горючей смеси и истечения продуктов сгорания из тарельчатого сопла со свободным внутренним расширением выполнено в программных комплексах TDK и RPA. В качестве результирующих показателей рассматриваются термодинамические показатели продуктов сгорания в выходном сечении тарельчатого сопла. Так как, согласно условиям моделирования, коэффициент избытка окислителя для наружного сопла должен обеспечить максимальную скорость истечения продуктов сгорания из сопла, то вначале были проведены расчеты в программе RPA, с целью определения оптимального коэффициента избытка окислителя –  $\alpha = 0,538$ .

Далее были проведены расчеты в программе TDK для полученного выше значения α с целью получения термодинамических показателей продуктов сгорания. Результаты моделирования приведены в таблице 1.

Для последующих расчетов принимаются пессимистические оценки, полученные с помощью программы TDK.

## Модель сгорания топлива во внутренней камере

Внутренняя камера сгорания представляет собой канал с расходным воздействием на поток, включающий узел подвода окислителя, напыляемого материала, два узла форсунок подвода топлива и камеры между этими узлами. Модель подобной горелки детально описана в [8]. Схематически внутренняя камера представлена на рис. 1. Длина участка от первого узла подвода топлива до второго обозначена L<sub>1</sub>, от второго до выхода из сопла – L<sub>2</sub>, d – диаметр внутренней камеры горелки. Подача порошка осуществляется вдоль оси внутренней камеры.

Термолинамические	Обозначение.	TDK	RPA
показатели	единицы измерения		
температура	Т, К	2716,7	2837,733
давление	Р, МПа	0,1	0,1
молекулярная масса	М, кг/моль	20,538	20,292
газовая постоянная	R, кДж/(кг·К)	0,4048	0,4097
плотность	ρ, кг/м <sup>3</sup>	0,091	0,086
скорость истечения	W, м/с	1990,1	2039,975
отношение диаметра выходного сечения сопла к	$d_{\rm Bbix}/d_{\kappa p}$	1,229	1,52
критическому		1.5(2)	1 5 40
число Маха	М	1,763	1,762
вязкость продуктов сгорания в выходном сечении сопла	η, Н∙м/с	7,84.10-5	-
теплопроводность продуктов сгорания в выходном сечении сопла	λ, Βτ/(м·К)	3,13.10-1	-
теплоемкость продуктов сгорания в выходном сечении сопла	Ср, кДж/(кг/К)	3,84	4,8297
показатель изэнтропической адиабаты	γ	1,117851861	1,1713

Таблица 1 – Термодинамические показатели продуктов сгорания



Рис. 1. Геометрия внутренней камеры с двумя узлами подвода горючего

При принятых допущениях, потерями на промежутках между этими узлами можно пренебречь, поэтому далее этапы разгона и нагрева моделируются последовательно.

При заявленных в начальных условиях давлениях в камере сгорания (0,3 МПа) и окружающей среды на ее выходе (0,1 МПа) течение внутри камеры будет проходить в надкритическом режиме. Это подтверждается проверкой соотношения [8]:

$$\Pi = \frac{p_1^*}{p_2} < \Pi_k = \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{k}{k-1}} \approx 1,893.$$
(3)

Таким образом, для расчетов используются программы TDK и RPA, а в качестве результирующих показателей рассматриваются термодинамические показатели продуктов сгорания в «критическом сечении» сопла.

Так как согласно начальным условиям во внутренней камере обеспечен режим максимальной температуры сгорания, то вначале был определен коэффициент избытка окислителя для такого режима. Его значение  $\alpha = 0,765$ . Далее, на интервале размещения внутренней камеры сгорания, были получены данные об изменении термодинамических параметров газового потока (скорость, температура, плотность, вязкость, теплопроводность, теплоемкость). Динамика их изменения показана в таблице 2 и на рисунке 2. По даным таблицы и рисунка хорошо видно увеличение температуры и скорости продуктов сгорания во втором узле подвода горючего и окислителя, что дает нам дополнительные возможности в управлении параметрами процесса напыления.

Х, м	Скорость газа, W, м/с	Температура газа, Т, К	Плотность газа, р, кг/м <sup>3</sup>	Теплопровод- ность газа, λ, Вт/(м·К)	Вязкость газа, η, Н·м/с	Теплоемкость газа, с <sub>р</sub> , кДж/(кг/К)
0	25	298,1	1,52118	0,2579	0,0000178	9,19
0,0012	1140,6	3210,8	0,149800391	0,312	0,0000899	11,1
0,1192	1140,6	3210,8	0,149800391	0,312	0,0000899	11,1
0,1204	1258,811	3456,399	0,1236	0,3533	0,0000945	14,38
0,1956	1258,811	3456,399	0,1236	0,3533	0,0000945	14,38

Таблица 2 — Динамика изменения термодинамических параметров во внутреннем сопле горелки



Рис. 2. Динамика изменения скорости и температуры продуктов сгорания вдоль оси внутреннего сопла



Рис. 3. Модель эжектора с цилиндрической камерой смешения без выходного диффузора

Входные данные для расчета (рис. 3) эжектора сведены в таблицу 3.

Далее выполняется последовательный расчет термодинамических параметров потоков эжектора.

Основным геометрическим параметром эжектора является отношение площадей выходных сечений сопел для рабочего и эжектируемого потока

$$\alpha = \frac{F_1}{F_2} = \frac{F_1}{F_3 - F_1} \,. \tag{4}$$

В наших расчетах α = 7,101. Для рабочего и эжектируемого потоков рассчитывается:

 $T^*$  — абсолютная температура заторможенного газа:

$$T^* = T + \frac{w^2}{2c_p},$$
 (5)

*а<sub>кр</sub>* – скорость звука в критическом сечении:

$$a_{\kappa p_{.}} = \sqrt{\frac{2k}{k+1} \cdot R \cdot T^{*}} . \tag{6}$$

Относительная скорость λ:

$$\lambda = \frac{w}{a_{\kappa p.}};\tag{7}$$

 $p^*$ абсолютное давление заторможенного газа Па;

$$\pi(\lambda) = \frac{p}{p^*} = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \cdot \lambda^2\right)^{\frac{k}{k-1}}.$$
 (8)

Для выходного потока рассчитывается  $p_3^*$  абсолютное давление заторможенного газа, Па:

$$p_3^* = \frac{\alpha \cdot p_1^* + p_2^*}{1 + \alpha}; \tag{9}$$

 $p_3^* = 342127,067$  Па.

Для рабочего и эжектируемого потоков рассчитывается параметр *т*:

$$m = \sqrt{\frac{k}{R} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}};$$
 (10)

расход (G):

$$G_1 = \sigma_1 \cdot m \cdot \frac{p^* \cdot F_1}{\sqrt{T_1^*}}.$$
 (11)

Для выходного потока рассчитывается расход

 $G_3: G_3 = G_1 + G_2 = 0,212$  (кг/с). Рассчитывается коэффициент эжекции  $n = G_2/G_1 = 0,255.$ Для выходного потока рассчитывается  $T_3^* -$ 

абсолютная температура заторможенного газа из формулы (12), К:

$$R_c = \frac{R_a + KR_{II}}{1 + K},\tag{12}$$

Таблица 3 – Входные данные для расчета эжектора

Параметр	Единицы измерения	Эжектируемый газ (внутреннее сопло)	Рабочий (высоконапорный, эжектирующий) поток (наружное сопло)
Давление, р	МПа	0,1737	0,1
Температура, Т	К	3456,399	2716,7
Удельная теплоемкость (p = const), Ср	кДж/(кг∙К)	14,38	3,84
Показатель адиабаты, k=c <sub>p</sub> /c <sub>v</sub>	-	1,2396	1,1713
Газовая постоянная, R	кДж/(кг∙К)	0,4066	0,40484
Плотность, р	кг/м <sup>3</sup>	0,1236	0,090922812
Скорость, w	м/с	1258,811	1990,1
Площадь сечения, F	M <sup>2</sup>	0,000994115	0,00014
Коэффициент восстановления давления, σ		0,99	0,99

$$T_3^* = 3454,751 \,\mathrm{K}$$

По формуле (13) рассчитывается соотношение температур торможения:

$$\Theta = \frac{T_2^*}{T_1^*}.$$
 (13)

Получим  $\Theta = 0,9205$ . Для рабочего и эжектируемого потоков по формуле (14) рассчитывается газодинамическая функция  $z(\lambda)$ :

$$z(\lambda_2) = \lambda_2 + \frac{1}{\lambda_2}.$$
 (14)

Для смешанного потока по формулам (15)...(22) рассчитываются, соответственно, газодинамическая функция  $z(\lambda_3)$ , приведенная скорость ( $\lambda_3$ ), скорость звука в критическом сечении  $a_{\kappa p,3}$ , скорость выходного потока  $w_3$ , удельная теплоемкость на выходе при постоянном давлении  $c_{p3}$ , газовая постоянная на выходе  $R_3 = R_c$ , температура газа на выходе:

$$z(\lambda_3) = \frac{z(\lambda_1) + z(\lambda_2) \cdot n\sqrt{\Theta}}{\sqrt{(n+1) \cdot (1+n\Theta)}}; \qquad (15)$$

$$z(\lambda_3) = 2,053;$$

$$\lambda_3 = \frac{z(\lambda_3)}{2} - \sqrt{\left(\frac{z(\lambda_3)}{2}\right)^2 - 1}; \qquad (16)$$

$$\lambda_3 = 1,259;$$

$$\frac{a_{\kappa p.3}}{a_{\kappa p.1}} = \sqrt{\frac{n \cdot \Theta + 1}{n+1}}$$
(17)

(18)

$$a_{\kappa p.3} = 1246,989;$$
  
 $w_3 = \lambda_3 \cdot a_{\kappa p.3};$ 

$$G_{3}c_{p3}T_{3}^{*} = G_{1}c_{p1}T_{1}^{*} + G_{2}c_{p2}T_{2}^{*}; \qquad (19)$$

$$c_{p3} = 12375,025;$$

*w*<sub>3</sub> = 1569,715 м/с;

$$R_c = \frac{R_a + KR_{II}}{1+K},\tag{20}$$

$$K = \frac{G_{II}}{G_a},\tag{21}$$

где  $R_a$ ,  $R_{\Pi}$ ,  $R_c$  – газовые постоянные соответственно активного, пассивного газов и их смеси.

$$R_3 = 0,406$$
 кДж/(кг·К);  
 $T_3^* = T_3 + \frac{w_3^2}{2c_{p3}},$  (22)

$$T_3 = 3355,196 K.$$

Показатель изэнтропической адиабаты на выходе (24) определим из формулы (23):

$$a_{\kappa p.3} = \sqrt{\frac{2k_3}{k_3 + 1}} R_3 T_3^*; \qquad (23)$$

$$k_{3} = \frac{\frac{a_{\kappa p.3}^{2}}{R_{3}T_{3}^{*}}}{2 - \frac{a_{\kappa p.3}^{2}}{R_{3}T_{3}^{*}}};$$
 (24)

получим  $k_3 = 1,242$ .

Давление газа на выходе определим из формулы (25):

$$\pi(\lambda_3) = \frac{p_3}{p_3^*} = \left(1 - \frac{k_3 - 1}{k_3 + 1} \lambda_3^2\right)^{\frac{k_3}{k_3 - 1}}; \quad (25)$$

получим  $p_3 = 130638,206$  Па.

Из уравнения Менделеева-Клайперона находим плотность газа (26):

$$\rho_3 = \frac{p_3}{R_3 \cdot T_3};\tag{26}$$

получим  $\rho_3 = 0,0958 \text{ кг/м}^3$ .

Для определения параметров вязкости и теплопроводности газа после смешения в эжекторе в работе использована методика, изложенная в [16]. Согласно ей, результирующий показатель определяется пропорционально показателю расхода потоков *G* (27)...(29):

$$\eta_3 = \frac{\eta_2 + n \cdot \eta_1}{1+n}; \tag{27}$$

$$\lambda_3 = \frac{\lambda_2 + n \cdot \lambda_1}{1 + n}; \tag{28}$$

$$n = \frac{G_2}{G_1}.$$
 (29)

Результаты расчетов эжектора сведены в таблицу 4.

Из таблицы 4 видно, что у результирующего потока продуктов сгорания выросла температура, по сравнению с потоком из наружного тарельчатого сопла, и скорость истечения, по сравнению со скоростью потока из внутреннего сопла.

Во второй части будет выполнено моделирование движения газового потока на участке от выхода из камеры смешения эжектора до подложки и представлена обобщающая модель движения частиц напыляемого порошка карбида хрома размером 40 мкм с момента его поступления в газовый тракт горелки и до подложки.

#### Выводы

Таким образом, в результате проделанной работы разработана математическая модель процесса течения продуктов сгорания внутри газового тракта двухкамерной горелки оригинальной конструкции для сверхзвукового газоплазменного напыления. В качестве компонентов горючего использовались МАФ-газ и кислород. Результаты исследования и расчетов позволили определить функции скорости и температуры продуктов сгорания от начала газового тракта внутренней камеры горелки и до выхода из камеры смешения двух потоков эжектора.

Разработанная математическая модель представляет большой интерес с точки зрения прогнозирования важных для эксплуатации деталей с напыленным покрытием параметров, таких как адгезия, когезия и пористость, получаемых с использованием горелки, описанной выше конструкции.

Дальнейшая работа будет посвящена моделированию течения продуктов сгорания от среза камеры смешения горелки до подложки и описанию изменения скорости и температуры частиц напыляемого материала в тракте горелки и на участке от среза камеры смешения до подложки.

Параметр	Единицы измерения	Эжектируемый газ (внутреннее сопло)	Рабочий (высоконапорный, эжектирующий) поток (наружное сопло)	Выходной поток
Давление, р	МПа	0,174	0,1	0,131
Температура, Т	K	3456,399	2716,7	3355,196
Удельная теплоемкость $(p = const), c_p$	кДж/(кг∙К)	14,380	3,84	12,375
Показатель адиабаты, k=cp/cv		1,240	1,171	1,242
Газовая постоянная, R	кДж/(кг∙К)	0,407	0,405	0,406
Плотность, р	кг/м <sup>3</sup>	0,124	0,091	0,096
Скорость, w	м/с	1258,811	1990,1	1569,715
Площадь сечения, F	м <sup>2</sup>	0,000994	0,00014	0,001134
Расход, G	кг/с	0,169	0,043	0,212
Вязкость продуктов сгорания в выходном сечении сопла, η	Н•м/с	9,45.10-5	7,84.10-5	8,167·10 <sup>-5</sup>
Теплопроводность продуктов сгорания в выходном сечении сопла, λ	Вт/(м∙К)	0,353	0,313	0,321

Таблица 4 — Результаты расчета параметров потока на выходе из эжектора (камеры смешения)

#### Список литературы

- Fauchais Thermal spray fundamentals. From powder to part / Pierre L, Fauchais, Joachim V.R. Herberlein, Maher I. Boulos. – New York: Springer, 2014. – 1566.
- Armelle Vardelle The 2016 Thermal Spray Roadmap / [Armelle Vardelle, Christian Moreau, Jun Akedo et al.] // Journal of Thermal Spray Technology, Volume 25(8). – December 2016. – P. 1376–1440.
- Горелочное устройство двухкаскадной конфигурации для высокоскоростного воздушно-топливного напыления на жидком топливе / Ю.И. Евдокименко, В.М. Кисель, Г.А. Фролов, С.В. Бучаков // Вестник двигателестроения. – 2015. – №2. – С. 143–148.
- Korobov Yu.S. Deposition of protective coatings by means of supersonic flame spraying / Korobov Yu.S. // Thermal engeneering; vol 56, N 2, 2009. – P. 142–146.
- 5. DE з. 102009051948, МПК В05В 7/20, C23C 4/12, Способ и горелка для нанесения покрытий, Thermico GmbH & Co. KG (DE), №, дата подачи 102009051948.3, 04.11.2009; Дата публ. 05.05.2011
- Пат. Украины 90044, МПК (2006) В05В 7/00. Газополуменевий пальник для надзвукового напилення покриттів / Долматов А.И., Зорик И.В., Данько К.А.; заявитель и патентообладатель Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт». – №а200809654; заявл. 25.01.2010, бюл. №2; опубл. 25.03.2010, бюл. № 6. – 6 с.: ил.
- Вопнерук А. А. Совершенствование технологии высокоскоростного газопламенного напыления износостойких покрытий со структурой метастабильного аустенита: дис... канд. техн. наук : 05.02.10 /Ур. федер. Ун-т им. первого Президента России Б.Н. Ельцина. Екатеринбург. – 2011. – 178 с.
- Тимошенко В. И. Газовая динамика высокотемпературных технологических процессов: монография / Тимошенко В.И. – Днепропетровск : Ин-т технической механики НАНУ и НКАУ. – 2003. – 460 с.
- 9 Вопросы математического моделирования и экспериментальной отработки газодинамических и тепломассообменных процессов в горелочных устройствах для высокоскоростного газопламенного напыления / В.И. Тимошенко, В.П. Галинский, И. С. Белоцерковец и др. // Институт тепло- и массообмена имени А.В. Лыкова Национальной академии наук Беларуси: IV Minsk International Forum on Heat and Mass Transfer. – May 22–26, 2000. – T. 4. – C. 261–268.

- Горелочное устройство двухкаскадной конфигурации для высокоскоростного воздушно-топливного напыления на жидком топливе / Евдокименко Ю.И., Кисель В.М., Фролов Г.А., Бучаков С. В. // Вестник двигателестроения. – 2015. – №2. – С. 143–148.
- Евдокименко Ю. И. Исследование газодинамических трактов генераторов двухфазных потоков с расходным управлением их параметрами / Евдокименко Ю.И., Кисель В.М., Тимошенко В. И. // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2003. – №6. – С. 83–87.
- Евдокименко Ю. И. Энергетическая эффективность горелок для высокоскоростного газопламенного напыления / Евдокименко Ю.И., Кисель В.М., Фролов Г.А // Авиационно-космическая техника и технология. 2011. №7. С. 12–17.
- Дорофеев А. А. Основы теории тепловых ракетных двигателей. Теория, расчет и проектирование: учебник / Дорофеев А.А., 3-е изд., перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2014. 571, [5] с.
- Шишкин А.С. Примеры расчетов аэродинамических процессов переработки сыпучих материалов в Excel [Электронный ресурс]. URL: <u>http://study.urfu.ru/</u> (дата обращения 10.05.2017).
- 15. Кинематика твердой частицы, разгоняемой потоком газа в сверхзвуковом сопле, и деформационное упрочнение обработанной поверхности / Долматов А.И., Сергеев С.В., Курин М.А. и др. // Металлофизика и новейшие технологии. – 2015. – Т. 37, №7. – С. 871–885.
- 16. Цегельский В.Г. К теории газовых эжекторов с цилиндрической и конической камерами смешения / Цегельский В. Г. // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2012. – № 2 – С. 46–71.
- 17. Математическая модель сверхзвукового воздушно-плазменного напыления /Головин С.И., Аверченко В. А., Попович Л.Г., Пузряков А.Ф. // Сварочное Производство. – 2008. –№2. – С.16–22.
- Li, Mingheng; Christofides, Panagiotis D. Modeling and Control of High-Velocity Oxygen-Fuel (HVOF) Thermal Spray: A Tutorial Review.// Journal of Thermal Spray Technology. - 2009. №18(5).pp. 849 - 857.
- 19. Новый справочник химика и технолога. Основные свойства неорганических, органических и элементоорганических соединений / под общ. ред. Н. К. Скворцова. – С.-Пб.: АНО НПО «Мир и Семья», 2002. – 1280 с.
- Новый справочник химика и технолога. Общие сведения. Строение вещества. Физические свойства важнейших веществ. Аромати-

ческие соединения. Химия фотографических процессов. Номенклатура органических соединений. Техника лабораторных работ. Основы технологии. Интеллектуальная собственность / Бибик Е. Е. и др. – СПб. : НПО «Профессионал», 2006. – 1464 с.

- Турчанин А.В. Термодинамика тугоплавких карбидов и карбонитридов / Турчанин А. В., Турчанин М. А. – М. : Металлургия, 1991. – 352 с.
- Зорик И. В. Газопламенная горелка для сверхзвукового напыления покрытий / Зорик И. В. Данько К. А. // Авиационно-космическая техника и технология. – 2010. – № 1. – С. 11–15.
- Сокоров И. О. Технология упрочнения тяжелонагруженных деталей газотермическим напылением: монография / Сокоров И. О. Спиридонов Н. В., Нерода М. В. – Барановичи: РИО БарГУ. – 2012. – 184 с.

- Завитковский Д. Определение массового состава топливных компонентов [Электронный pecypc]. URL: <u>http://rocketengines.ru/rocket</u> engines-studying/practice/chamber computation/lesson—one.html (дата обращения 10.03.2017).
- 25. [Электронный pecypc]. URL: http:// www.propulsion-analysis.com/index.htm(дата обращения 10.03.2017).
- 26. [Электронный ресурс]. URL: https:// www.dosbox.com/(дата обращения 10.03.2017).
- 27. [Электронный ресурс]. URL: <u>https://tgko.ru/</u> <u>s p r a v k a / g a z / m e t i l a c e t i l e n \_</u> <u>allenovaya\_frakciya\_maf/</u> (дата обращения 10.03.2017).
- [Электронный ресурс]. URL: <u>http://gazmaf.by/</u> <u>media/48600/pdk-maf.doc</u> (дата обращения 10.03.2017).
- Миллионщиков М. Д. Сборник работ по исследованию сверхзвуковых газовых эжекторов / Миллионщиков М. Д., Рябинков Г. М. – БНИ ЦАГИ. – Харьков, 1961. – 327 с.

Поступила в редакцию 25.05.2017

#### Данько К.А. Моделювання течії газу всередині тракту двокамерного пальника для надзвукового газополуменевого напилення покриттів

Наведено математичну модель, що описує зміни швидкості і температури продуктів згоряння в тракті двокамерного пальника для надзвукового газополуменевого напилення. В якості компонентів палива в розрахунках прийнято МАФ-газ і кисень. Отримані результати показують, що завдяки оригінальній конструкції пальника вдалося розділити ділянки нагріву та прискорення частинок напилюваного матеріалу, істотно поліпшивши умови для теплової релаксації частинок, а також розширивши можливості управління процесом напилення, при цьому, не збільшуючи габаритних розмірів пальника і виключаючи ділянки, газового тракту, що звужуються, по ходу руху розплавлених частинок.

**Ключові слова:** надзвукове газополуменеве напилення, двокамерний пальник, математична модель, тарільчате сопло з вільним розширенням, ежектор, коефіцієнт надлишку окислювача, теромдинамічні показники, потік, що ежектується.

## Danko K. Simulation of gas flow inside double-chamber burner passage for supersonic gas-flame spraying

A mathematical model of the combustion products velocity and temperature changes in the twin-combustion-chamber HVOF burner path is given. MAPP gas and oxygen were taken as components of the fuel in the calculations. The obtained results show that thanks to the original design of the burner, it became possible to separate it's heating and acceleration paths. Thus, particles of the sprayed material has better conditions for thermal relaxation and another positive aspect is in expanding the control capabilities of the spraying process without increasing the overall dimensions of the burner and eliminating the narrowing sections of the gas path of the molten particles.

**Key words:** high velocity gas-thermal spraying, twin-combustion-chamber burner, mathematical model, free inernal jet expansion radial outflow type nozzle, eductor, excess oxidant ratio, thermodynamic properties, entrained flow.

### УДК 669.245.018.044:620.193.53

#### Канд. техн. наук С. В. Гайдук, канд. техн. наук В. В. Кононов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТРУКТУРНОЙ СТАБИЛЬНОСТИ ЛИТЕЙНЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ

Для литейных жаропрочных никелевых сплавов (ЖНС) с различным типом легирования выполнены расчеты методом CALPHAD (JMatPro) химических составов  $\gamma$  - твердых ра-

створов и определены параметры структурной стабильности  $\overline{N}_{V_{Y}}$ ,  $\overline{M}d_{_{Y}}$ ,  $\overline{M}d_{_{g}}$  и  $\Delta$  E тра-

диционными методами PHACOMP, New PHACOMP и ∆ Е- методом. На основе математической обработки данных получены универсальные математические регрессионные мо-

дели для прогнозирования параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{Md}_{\gamma}$  по величине  $\Pi_{T\Pi Y} = Cr / (Cr+Mo+W)$ , соотношения элементов в составе сплава, и расчета параметра  $\overline{Md}_c$  по величине дисбаланса системы легирования  $\Delta E$  литейных ЖНС, вместо известных методов.

**Ключевые слова:** литейные жаропрочные никелевые сплавы, система легирования,  $\gamma$  - твердый раствор; параметры структурной стабильности, регрессионное уравнение, математическая модель.

#### Введение

Специфика легирования литейных жаропрочных никелевых сплавов (ЖНС), а также характер распределения легирующих элементов в  $\gamma$ -твердом растворе оказывает существенное влияние на структурную и фазовую стабильность материалов данного класса [1–5].

Успешная реализация ряда основных положений теории легирования литейных ЖНС для ответственных деталей газовых турбин в значительной степени связана с точностью определения химического состава ү - твердого раствора [1, 2, 5, 6]. Современный подход комплексного использования расчетно-аналитических методик для прогнозирования химического состава у твердого раствора, а также структурной стабильности разрабатываемых литейных ЖНС без проведения большого количества промежуточных экспериментов придает научным исследованиям большую эффективность, информативность и экономическую целесообразность. Поэтому работы в данном направлении являются актуальными и перспективными.

Следует отметить, что в данном направлении проводятся определенные исследования. В частности, в работах [7—14] представлены результаты исследований зависимости параметров структурной стабильности жаропрочных никелевых спла-

вов от содержания легирующих элементов в их составе. Однако, полученные результаты указывают на то, что данное направление нуждается в совершенствовании и дальнейшем развитии.

#### Постановка задачи

К параметрам структурной стабильности относятся:  $\Pi_{T\Pi Y}$  – соотношение элементов Cr / (Cr+Mo+W) в составе сплава в ат.%;  $\overline{N}_{V\gamma}$  – суммарное количество электронных вакансий в  $\gamma$  - твердом растворе;  $\overline{M}d_{\gamma}$  – суммарный энергетический уровень *d*- орбиталей элементов в  $\gamma$  - твердом растворе;  $\overline{M}d_c$  – суммарный энергетический уровень *d*- орбиталей элементов в сплаве;  $\Delta E$  – параметр дисбаланса системы легирования, разность средних концентраций валентных электронов элементов в сплаве.

Основной целью исследований было установление взаимосвязи между прогнозирующими методами РНАСОМР [8] и New PHACOMP [9], которые позволяют рассчитывать параметры структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{M}d_{\gamma}$  на основе данных о химическом составе  $\gamma$  - твердых растворов литейных ЖНС. Для исследований была

сделана выборка промышленных отечественных

© С. В. Гайдук, В. В. Кононов, 2017

и зарубежных литейных ЖНС, которая осуществлялась с позиций достоверного экспериментального определения составов их  $\gamma$  - твердых растворов методом физико-химического анализа [1–6, 10–14].

В таблице 1 представлены химические составы широкого ряда литейных жаропрочных никелевых сплавов, отобранных для расчетных исследований. В процессе исследований были использованы экспериментальные данные о химических составах γ - твердых растворов исследованных литейных ЖНС, а также результаты расчетных данных, полученных методом CALPHAD (JMatPro) [15–17].

Анализ результатов состава  $\gamma$  - твердых растворов для исследованных литейных ЖНС, полученных CALPHAD-методом, в сравнении с экспериментальными данными для этих же сплавов показал, что расчетные данные хорошо согласуются с результатами экспериментов, имеют высокую достоверность и могут использоваться для прогнозирующих расчетов параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  и  $\overline{M}d_{\gamma}$  традиционными методами PHACOMP [8] и New PHACOMP [9] с их известными регрессионными уравнениями (РУ).

Расчетные исследования показали принципиальную возможность использования метода САLPHAD (JMatPro) [15, 16] для расчета составов  $\gamma$  - твердого раствора (ат., %) на основе химического состава сплава, с последующим использованием этих данных для расчета параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  – фактора, параметров  $\overline{M}d_{\gamma}$  и  $\overline{M}d_{c}$ , а также параметра  $\Delta E$  дисбаланса системы легирования [2, 10, 11], что определяет вероятность выделения типа ТПУ- фаз в структуре литейных ЖНС.

На рисунке 1 приведены расчетные значения параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{M}d_{\gamma}$  (точки) вместе с аппроксимирующей прямой. Из рисунка видно, что при расчете структурной стабильности широкого ряда литейных ЖНС мето-

Таблица 1 – Исследованные литейные ЖНС [1-8, 19-21]

Марка					Сод	ержание	е легиру	ющих эј	тементо	в, % по і	массе				
сплава	С	Cr	Со	Al	Ti	Mo	W	Nb	Та	Hf	V	Re	Ru	Zr	В
TMS-71	-	6,0	6,0	5,7	-	6,4	-	-	8,4	-	-	2,5	-	-	-
3MI-3Y [19]	0,12	13,3	5,0	3,4	4,8	0,9	7,3	-	-	-	-	-	-	-	0,015
CMSX-10	-	2,0	3,0	5,7	0,2	0,4	5,0	0,1	8,0	0,03	-	6,0	-	-	-
ЖС32	0,15	5,0	9,0	6,0	-	1,0	8,3	1,5	4,0	-	-	4,0	-	-	0,015
ЖС6К	0,18	10,6	4,5	5,7	2,8	4,0	5,1							0,04	0,015
ЖС6У	0,16	8,8	9,8	5,6	2,4	1,8	10,3	1,0	-	-	-	-	-	0,04	0,025
ЖС26	0,15	4,9	9,0	5,9	1,0	1,1	11,7	1,6	-	-	1,0	-	-	-	0,015
*ЗМІ-ЗУ-М1	0,06	11,5	5,0	3,6	4,5	0,8	7,0	-	4,0	-	-	-	-	-	0,010
[20]															
ЧС70	0,09	15,8	10,7	2,8	4,6	2,0	5,5	0,2	-	-	-	-	-	0,050	0,020
ВЖМ-1	-	2,5	11,0	5,8	-	2,0	1,3	-	8,8	-	-	9,0	-	-	-
ВЖМ-4	0,008	2,5	6,0	6,0	-	4,0	4,0	-	4,5	-	-	6,5	4,0	-	0,004
ЖСЗЛС	0,09	16,0	5,0	2,7	2,7	4,0	4,0	-	-	-	-	-	-	0,015	0,015
*ЖСЗЛС-М	0,10	14,5	4,5	3,0	3,0	2,0	6,5	-	2,5	0,3	-	-	-	0,015	0,015
[21]															
ЖС32Е	0,07	5,0	5,5	6,0	-	0,6	6,7	0,8	8,0	-	-	2,0	-	0,025	0,010
ВЖЛ12Е	0,18	9,4	9,0	5,4	4,5	3,1	1,4	0,75	-	-	0,75	-	-	0,020	0,011
CMSX-4	-	6,5	9,0	5,6	1,0	0,6	6,0	-	6,5	0,10	-	3,0	-	-	-
IN-939	0,15	22,5	19,0	1,9	3,7	-	2,0	1,0	1,4	-	-	-	-	0,100	0,010
GTD-111	0,10	14,0	9,5	3,0	5,0	1,5	4,0	-	3,0	0,15	-	-	-	0,030	0,010
IN-738	0,10	16,0	8,5	3,4	3,4	1,75	2,6	0,9	1,75	-	-	-	-	0,050	0,010
U-500	0,07	18,0	19,0	3,0	3,0	4,2	-	-	-	-	-	-	-	0,05	0,007
U-700	0,06	15,5	17,0	4,7	3,5	5,0	-	-	-	-	-	-	-	0,02	0,030
Rene N5	0,05	7,0	7,5	6,2	-	1,5	5,0	-	6,6	0,15	-	3,0	-	-	0,004
Rene N6	0,05	4,2	12,5	5,75	-	1,4	6,0	-	7,2	0,15	-	5,4	-	-	0,004
CM186LC	0,07	6,0	9,0	5,7	0,7	0,5	8,0	-	3,0	1,4	-	3,0	-	0,005	0,015
CM247LC	0,07	8,1	9,2	5,6	0,7	0,5	9,5	-	3,2	1,4	-	-	-	0,015	0,015
Rene 80	0,17	14,0	9,5	3,0	5,0	4,0	4,0	-	-	-	-	-	-	0,030	0,015
PWA1422	0,14	9,0	10,0	5,0	2,0	-	12	1,0	-	1,5	-	-	-	0,050	0,015
PWA1480	-	10	5,0	5,0	1,5	-	4,0	-	12,0	-	-	-	-	-	-
ЖСКС-1	0,10	14,0	9,0	4,0	4,0	2,0	4,0	1,0	0,5	-	-	-	-	-	0,015
ЖСКС-2	-	13,5	9,5	4,1	3,8	2,0	4,1	-	2,0	-	-	1,0	-	-	-
CMSX-11B	0,002	12,5	7,0	3,6	4,2	0,5	5,6	0,01	5,0	0,004	-	-	-	0,001	0,002
CMSX-11C	0,002	14,9	3,0	3,4	4,2	0,4	4,5	0,01	5,0	0,004	-	-	-	0,001	0,002
TMS-162	-	2,9	5,8	5,8	-	3,9	5,8	-	5,6	0,09	-	4,9	6,0	-	-
TMS-196	-	4,6	5,6	5,6	-	2,4	5,0	-	5,6	0,10	-	6,4	5,0	-	-

\* — сплавы, разработанные в ЗНТУ кафедрой «Физическое материаловедение»

дами РНАСОМР и New PHACOMP, для  $\gamma$  - твердого раствора критическое значение параметра  $\overline{N}_{V\gamma}$  не должно превышать величину  $\leq 2,40$ , а критическое значение параметра  $\overline{M}d_{\gamma}$  не должно превышать величину  $\leq 0,93$ .



**Рис. 1.** Корреляционная связь между параметрами структурной стабильности  $\overline{Md}_{\gamma}$  (New PHACOMP) [9] и  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  (PHACOMP) [8] для исследованных литейных ЖНС

Сопоставление традиционных расчетных методик РНАСОМР [8] и New PHACOMP [9] позволило установить зависимость между параметрами  $\overline{Md}_{\gamma}$  и  $\overline{N}_{V\gamma}$ , в расчете которых используются химические составы  $\gamma$  - твердых растворов. Зависимость между вышеупомянутыми параметрами оптимально аппроксимируется полиномом первой степени (линейной функцией). При этом математическая регрессионная модель  $\overline{N}_{V\gamma} = 10,065 \cdot (\overline{Md}_{\gamma}) - 6,9463$  имеет высокий коэффициент детерминованости ( $R^2 = 0.9813$ ), что поз-

фициент детерминованости ( $R^2 = 0.9813$ ), что позволяет сделать вывод о принципиальной эквивалентности этих методик при расчете данных параметров, а также о возможности достоверного прогнозирования значений параметров одной методики, опираясь на известные значения другой (см. рис. 1).

При этом, следует отметить, что химические составы  $\gamma$  - твердых растворов, которые рассчитаны методом CALPHAD (JMatPro) [15–17] для комнатной температуры 20 °С, отличаются от составов  $\gamma$  - твердых растворов, рассчитанных для температуры 800 °С. Особенно эта разница наблюдается для  $\gamma$  - твердых растворов по содержанию таких элементов как Al и Ti, которые имеют наибольшие коэффициенты (7,66 и 6,66) в регрессионном уравнении метода PHACOMP [8].

Таким образом, если проводить расчет пара-

метра  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  традиционным методом РНАСОМР по составу  $\gamma$  - твердого раствора для 20 °С, где не учитывается содержание Al и Ti в составе  $\gamma$  твердого раствора, то значения параметра  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  будут занижены. В дальнейшем этот недостаток метода РНАСОМР [8] привел к разработке модернизированного метода – New PHACOMP [9]. Следует отметить, что ранее полученная мате-

матическая регрессионная модель, которая аппроксимировала зависимость между параметра-

ми  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{Md}_{\gamma}$ , рассчитанных по составу  $\gamma$  - твердых растворов для 20 °С, показала более низкий коэффициент детерминированности ( $R^2 = 0.7806$ ).

Поэтому, расчеты параметров  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  и  $\overline{M}d_{\gamma}$  необходимо было скорректировать с учетом вышеуказанных поправок для составов  $\gamma$  - твердых растворов, рассчитанных для температуры 800 °С.

В результате была достигнута более тесная корреляция и полученная новая математическая регрессионная модель заметно улучшила свою аппроксимирующую способность за счет повышения коэффициента детерминированности с  $(R^2 = 0,7806)$  до  $(R^2 = 0,9813)$ . В результате проведенных расчетных исследований была установлена взаимосвязь и согласованы между собой методы РНАСОМР [8] и New PHACOMP [9].

Сопоставление метода New PHACOMP [9] и  $\Delta E$ - метода [2, 10, 11] позволило установить тесную корреляционную связь между параметрами структурной стабильности  $\Delta E$  и  $\overline{M}d_c$ , рассчитанных на основе химических составов исследованных литейных ЖНС.

На рисунке 2 представлены расчетные значения параметров структурной стабильности  $\overline{M}d_c$ 

и  $\Delta E$  для исследованных литейных ЖНС (точки) вместе с аппроксимирующей прямой.

Из рисунка 2 видно, что зависимость между вышеуказанными параметрами исследованных литейных ЖНС оптимально аппроксимируется линейной функцией. При этом математическая

регрессионная модель  $\Delta E = 5,2619 \cdot (\overline{Md}_c) - -5,158$  имеет высокий коэффициент детерминированности ( $R^2 = 0,9886$ ), что позволяет сделать вывод о принципиальной эквивалентности применяемых методик для расчета данных параметров, а также о возможности достоверного прогнозирования значений параметров одной методики, опираясь на известные значения другой.





Расчетные исследования  $\Delta E$ - методом [2, 10, 11] литейных ЖНС показали, что при расчете параметра дисбаланса системы легирования сплавов, значения параметра  $\Delta E$  для сбалансированных составов должно находиться в пределах от -0,04 до +0,04, т. е.  $\Delta E = \pm 0,04$ . Исходя из этого следует, что значения параметра  $\overline{Md}_c$  для литейных ЖНС с учетом сбалансированного легирования составов должны находиться в преде-

лах  $\overline{M}d_c = 0,980 \pm 0,008$  (см. рис. 2), т. е. в диапазоне от 0,972 до 0,988.

Поскольку параметры структурной стабильности  $\overline{Md}_{\gamma}$  и  $\overline{N}_{V\gamma}$  для литейных ЖНС рассчитывались по составам их  $\gamma$  - твердых растворов, была установлена тесная взаимосвязь между традиционными методами РНАСОМР [8] и New РНАСОМР [9]. Также была установлена тесная взаимосвязь между параметрами структурной ста-

бильности  $\Delta E$ и  $\overline{M}d_c$ , которые рассчитывались

 $\Delta E$ - методом [2, 10, 11] и New PHACOMP [9] по химическому составу литейных ЖНС.

В таблице 2 показано, что комплексный подход и сопоставление параметров  $\overline{N}_{V_{Y}}, \overline{M}d_{\gamma}, \overline{M}d_{r}$ 

и  $\Delta E$  позволил более объективно и надежно прогнозировать параметры структурной стабильности в отношении склонности литейных ЖНС к выделению в структуре вредных ТПУ- фаз различного типа ( $\sigma$ -,  $\mu$ -,  $\eta$ -, p-).

Были проведены дополнительные расчетные исследования для установления взаимосвязи между химическим составом ү - твердого раствора литейных ЖНС с величинами параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{Md}_{\gamma}$ , а также взаимосвязи между величинами параметров  $\overline{Md}_c$  и  $\Delta E$  с характером легирования сплавов данного класса.

Цель исследований — получение универсальных прогнозирующих математических регрессионных моделей для расчета параметров структурной стабильности на основе математической обработки массива данных расчетной статистики для исследованных литейных ЖНС.

С целью получения универсальных математических регрессионных моделей (PM) для статистического анализа данных по параметрам

структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{c}$  и  $\Delta E$  использовался метод наименьших квадратов (МНК), который входит в стандартный пакет MS EXCEL [18] программного комплекса Microsoft Office, с построением графиков (линий трендов). Данный подход позволил получить ряд универсальных аппроксимирующих зависимостей типа:

 $\overline{N}_{V\gamma} = f(\Pi_{T\Pi Y}), \overline{M}d_{\gamma} = f(\overline{N}_{V\gamma}), \overline{M}d_{c} = f(\Delta E)$  для прогнозирующих расчетов параметров структурной стабильности литейных ЖНС по величине параметра  $\Pi_{T\Pi Y} = Cr / (Cr+Mo+W)$ , соотношения элементов в составе литейных ЖНС, и величине параметра  $\Delta E$ .

На рисунках 3–5 и в таблице 3 представлены полученные универсальные математические РМ для расчета параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$  по величине соотношения элементов  $\Pi_{\text{TПУ}} = \text{Cr} / (\text{Cr+Mo+W})$  в составе литейных ЖНС, а также параметра  $\overline{M}d_c$  по величине  $\Delta E$  дисбаланса системы легирования сплава. Расчеты проводились в атомн. %.

На основании результатов математической обработки данных химических составов  $\gamma$  - твердых растворов исследованных литейных ЖНС с последующим расчетом параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{\nu\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$  традиционными методами РНАСОМР [8] и New PHACOMP [9], были получены универсальные математические PM, которые учитывают скорректированный расчет

параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{l\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$  по химическому составу - твердых растворов при температуре 800 °C, а не 20 °C, как принято в традиционных методиках, в зависимости от величины параметра  $\Pi_{\text{THY}} = \text{Cr} / (\text{Cr+Mo+W})$ , соотношения элементов в составе литейных ЖНС (см. рис. 3, 4, табл. 3).

**Таблица 2** — Параметры структурной стабильности литейных ЖНС, рассчитанные по регрессионным уравнениям традиционных методик [1, 2, 8–11]

Manra	Параметры стабильности, рассчитанные по РУ, ат.%								
сплава	$N_V \gamma$	Md y	Md <sub>C</sub>	$\Delta E$ [1, 2, 10, 11]					
TMS-71	1,9362	0,8918	0,9804	+ 0,0017					
ЗМИ-ЗУ	2,1431	0,9065	0,9833	+ 0,0362					
CMSX-10	1,6907	0,8590	0,9616	+ 0,1180					
ЖС-32	1,6508	0,8676	0,9915	- 0,0865					
ЖС6К	2,1464	0,9127	0,9941	- 0,0280					
ЖС6У	2,0470	0,9077	0,9994	- 0,0935					
ЖС26	1,7340	0,8743	0,9641	+0,0064					
*ЗМИ-ЗУ-М1 [20]	2,2159	0,9106	0,9720	-0,0410					
ЧС-70	2,2787	0,9192	0,9818	- 0,0344					
ВЖМ-1	1,7481	0,8654	0,9727	- 0,0429					
ВЖМ-4	1,5980	0,8778	0,9743	- 0,0296					
ЖСЗЛС	2,1542	0,9053	0,9464	+0,1316					
*ЖС3ЛС-М [21]	2,1435	0,9072	0,9705	+ 0,0123					
ЖС32Э	1,8799	0,8788	0,9761	- 0,0180					
ВЖЛ-12Э	2,2282	0,8915	0,9841	+ 0,0130					
CMSX-4	1,9668	0,8831	0,9843	- 0,0520					
IN-939	2,3872	0,9254	0,9657	- 0,0873					
GTD-111	2,2648	0,9110	0,9724	- 0,0349					
IN-738LC	2,3782	0,9086	0,9788	+0,0020					
U-500	2,3727	0,9068	0,9605	- 0,0124					
U-700	2,3165	0,9118	0,9600	- 0,1103					
Rene N5	1,9775	0,8856	0,9712	- 0,0800					
Rene N6	1,8719	0,8741	0,9646	- 0,0909					
CM186LC	1,8877	0,8789	0,9753	-0,0180					
CM247LC	2,0992	0,9061	0,9663	- 0,0695					
Rene 80	2,2166	0,9086	0,9780	- 0,0086					
PWA 1422	2,0645	0,9080	0,9540	- 0,1349					
PWA 1480	2,3059	0,9154	0,9520	- 0,1409					
ЖСКС-1	2,2982	0,9149	0,9730	- 0,0391					
ЖСКС-2	2,2445	0,9100	0,9542	- 0,1384					
CMSX-11B	2,3102	0,9145	0,9666	-0,0735					
CMSX-11C	2,2801	0,9155	0,9680	- 0,0621					
TMS-162	1,8267	0,8873	0,9899	- 0,1589					
TMS-196	1,8774	0,8862	0,9813	- 0,1333					

\*- сплавы, разработанные в ЗНТУ на кафедре «Физическое материаловедение»



**Рис. 3.** Корреляционная связь между параметром структурной стабильности  $\Pi_{T\Pi V}$  = Cr / (Cr+Mo+W) и величиной  $\overline{N}_{\nu \gamma}$  — фактора



турной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{Md}_{\gamma}$  для литейных ЖНС

После обработки данных по параметру  $\Delta E$  дисбаланса системы легирования исследованных литейных ЖНС известным  $\Delta E$ - методом (ВИАМ) [2, 10, 11], была установлена корреляционная зависимость между параметрами структур-

ной стабильности  $\overline{Md}_c$  и  $\Delta E$  дисбаланса системы легирования и получена универсальная математическая РМ для расчета параметра структурной стабильности сплавов  $\overline{Md}_c$  по величине параметра  $\Delta E$  (рис. 5, табл. 3).

На рисунках 3–5 и в таблицах 2–4 показано, что между параметрами структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$  и величиной параметра  $\Pi_{\text{TПУ}} = \text{Cr} / (\text{Cr+Mo+W})$ , соотношения элементов в составе литейных ЖНС, существует тесная взаимосвязь. Также установлена тесная взаимосвязь между параметром  $\overline{M}d_c$  и величиной па-

раметра  $\Delta E$ , дисбаланса системы легирования литейных ЖНС, что оптимально аппроксимируются линейными функциями, имеющие общий вид: y = ax+b.

В качестве примера в таблице 5 представлены сравнительные результаты расчетов параметров структурной стабильности для известного промышленного сплава ЗМИ-ЗУ [19], рассчитанные по полученным математическим РМ, в сравнении с результатами расчетов по известным регрессионным уравнениям традиционных методов РНАСОМР [8], New PHACOMP [9]  $\Delta E$  - метода [2, 10, 11].



**Рис. 5.** Корреляционная зависимость параметра структурной стабильности  $\overline{M}d_c$  от величины параметра  $\Delta E$ дисбаланса системы легирования литейных ЖНС

**Таблица 3** — Математические регрессионные модели для расчета параметров структурной стабильности литейных ЖНС

Расчетный параметр	Условия стабильности	$R^2$	Вид регрессионных моделей				
$\Pi_{\text{THY}}$	-		$\Pi_{\text{THY}} = \text{Cr} / (\text{Cr} + \text{Mo} + \text{W}), \% \text{ at.}$				
$\overline{N}v_{\gamma}$	≤2,40	0,9112	$\overline{N}v_{\gamma} = 1,7346 \cdot (\Pi_{T\Pi Y}) + 0,7593$				
$\overline{M}d_{\gamma}$	≤0,93	0,9813	$Md_{\gamma} = 0,0975 \cdot (Nv_{\gamma}) + 0,6941$				
$\Delta E$ [2, 10, 11]	$0,00 \pm 0,04$	-	$\Delta E = \Sigma E_i \cdot C_i - 0,036 \cdot \Sigma A_i \cdot C_i - 6,28$				
$\overline{M}d_{C}$	$0,980 \pm 0,008$	0,9886	$\overline{M}d_{C} = 0,1879 \cdot (\Delta E) + 0,9803$				
Марка	Параметры, рассчитанные по математическим РМ, ат.%						
-----------------	--	---------------	--------	-----------------	--------------------------	--	--
сплава	$\Pi_{\text{THY}} = \text{Cr} / (\text{Cr+Mo+W})$	$N_{V\gamma}$	Mdγ	Md <sub>C</sub>	$\Delta E[1, 2, 10, 11]$		
TMS-71	0,6336	1,8583	0,8753	0,9806	+ 0,0017		
ЗМИ-ЗУ	0,8421	2,2200	0,9106	0,9871	+ 0,0362		
CMSX-10	0,5507	1,7145	0,8613	1,0024	+ 0,1180		
ЖС-32	0,6228	1,8396	0,8746	0,9518	- 0,1519		
ЖС6К	0,7459	2,0531	0,8943	0,9750	- 0,0280		
ЖС6У	0,7072	1,9860	0,8877	0,9627	- 0,0936		
ЖС26	0,5614	1,7331	0,8631	0,9815	+0,0064		
*ЗМИ-ЗУ-М1 [20]	0,8265	2,1929	0,9079	0,9728	-0,0400		
ЧС-70	0,8779	2,2821	0,9166	0,9738	- 0,0344		
ВЖМ-1	0,6326	1,8566	0,8751	0,9722	- 0,0429		
ВЖМ-4	0,4501	1,5400	0,8442	0,9747	- 0,0296		
ЖСЗЛС	0,8254	2,1919	0,9077	1,0027	+0,1192		
*ЖСЗЛС-М [21]	0,8323	2,2030	0,9089	0,9826	+ 0,0123		
ЖС32Э	0,6925	1,9605	0,8852	0,9769	- 0,0180		
ВЖЛ-12Э	0,7900	2,1296	0,9017	0,9827	+ 0,0130		
CMSX-4	0,7528	2,0617	0,8951	0,9705	- 0,0520		
IN-939	0,9750	2,4505	0,9330	0,9639	- 0,0873		
GTD-111	0,8827	2,2904	0,9174	0,9737	- 0,0349		
IN-738LC	0,9062	2,3312	0,9214	0,9803	+0,0002		
U-500	0,8976	2,3163	0,9199	0,9780	- 0,0124		
U-700	0,8512	2,2358	0,9121	0,9596	- 0,1103		
Rene N5	0,7370	2,0377	0,8928	0,9704	- 0,0525		
Rene N6	0,6310	1,8538	0,8748	0,9632	- 0,0909		
CM186LC	0,7031	1,9789	0,8870	0,9784	-0,0100		
CM247LC	0,7138	1,9975	0,8889	0,9672	- 0,0695		
Rene 80	0,8092	2,1629	0,9050	0,9787	- 0,0086		
PWA 1422	0,7180	2,0047	0,8896	0,9549	- 0,1349		
PWA 1480	0,8984	2,3177	0,9201	0,9538	- 0,1409		
ЖСКС-1	0,8634	2,2570	0,9142	0,9730	- 0,0391		
ЖСКС-2	0,8575	2,2467	0,9132	0,9543	- 0,1384		
CMSX-11B	0,8708	2,2698	0,9154	0,9665	-0,0735		
CMSX-11C	0,9091	2,3362	0,9219	0,9686	- 0,0621		
TMS-162	0,4441	1,5296	0,8432	0,9504	- 0,1589		
TMS-196	0,6288	1,8500	0,8745	0,9553	- 0,1333		

**Таблица 4** — Значения параметров структурной стабильности исследованных литейных ЖНС, рассчитанных по полученным РМ

**Таблица 5** – Сравнительные значения параметров структурной стабильности для известного промышленного сплава ЗМИ-ЗУ [19]

Сплав	Параметры структурной стабильности								
ЗМИ-ЗУ [19]	П <sub>ТПУ</sub>	$Nv_{\gamma}$	$Md_{\gamma}$	$\Delta E$	Md <sub>C</sub>				
РНАСОМР [8] по РУ	-	2,1431	-	-	-				
New PHACOMP [9] по РУ	-	-	0,9065	-	0,9833				
Δ <i>Е</i> -метод [2, 10, 11] по РУ	-	-	-	+0,0362	-				
Расчет по РМ	0,8421	2,2200	0,9106	-	0,9871				

Сравнительный анализ результатов расчета параметров структурной стабильности для сплава ЗМИ-3У (табл. 2–4) показал, что полученные математические РМ можно с высокой степенью достоверности использовать для прогнозирующих расчетов параметров  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{Md}_{\gamma}$  вместо традиционных регрессионных уравнений (РУ) известных методик РНАСОМР и New PHACOMP.

Показана возможность применения  $\Delta E$ - метода для более точного расчета параметра  $\overline{Md}_c$ , вместо метода New PHACOMP.

На рисунке 6 представлены результаты расчетов параметров структурной стабильности исследованных литейных ЖНС, рассчитанных по полученным математическим регрессионным моделям (см. табл. 3). Из рисунка видно, что при совмещении шкал традиционных методик РНАСОМР и New PHACOMP совпадают зна-

чения для  $\overline{N}_{\nu\gamma}$  = 2,40 и  $\overline{M}d_{\gamma}$  = 0,93, а также

совпадают значения для  $\Delta E = 0,00$  и  $\overline{M}d_c =$ 

0,98 при совмещении шкал  $\Delta E$  - метода и New PHACOMP.

Таким образом, представленные на рисунке 6 комплексные расчетные исследования учитывают принципы сбалансированного легирования составов литейных ЖНС, что позволило скорректировать условия структурной стабильности

для литейных ЖНС по параметрам:  $\overline{N}_{V\gamma} \le 2,40$ ;

 $\overline{M}d_{\gamma} \le 0.93$ ; -0.04 $\le \Delta E \le 0.04$ ; 0.972 $\le \overline{M}d_c \le 0.988$ .

Комплексные расчетные исследования показали взаимосвязь данных методик и их принципиальную эквивалентность, что значительно расширило возможности для более объективной и достоверной оценки при прогнозировании параметров структурной стабильности литейных ЖНС.

### Выводы

1. Сравнительный анализ расчетных данных, полученных методом CALPHAD (JMatPro) по составам γ- твердых растворов, показал возможность использования данных для прогнозирующих расчетов параметров фазовой стабильности литейных ЖНС.

2. Установлена тесная корреляционная связь между соотношением  $\Pi_{T\Pi Y} = Cr / (Cr+Mo+W)$  и  $\overline{N}_{V\gamma}$  - фактором, которая оптимально аппроксимируется математической моделью  $\overline{N}_{V\gamma} = 1,7346$  ( $\Pi_{T\Pi Y}$ ) + 0,7593 с высоким коэффициентом детерминированности ( $R^2 = 0,9112$ ).

3. Между параметрами структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  и  $\overline{M}d_{\gamma}$ , вычисляемыми по химическому составу  $\gamma$  - твердого раствора показана тесная корреляционная связь, которая оптимальным образом аппроксимируется математической моделью  $\overline{M}d_{\gamma} = 0.0975 \cdot (\overline{N}_{V\gamma}) + 0.6941$  с высоким коэффициентом детерминированности ( $R^2 = 0.9813$ ).



**Рис. 6.** Значения параметров структурной стабильности  $\overline{N}_{V\gamma}$  -  $\overline{M}d_{\gamma}$ ,  $\Delta E$  -  $\overline{M}d_c$  для литейных ЖНС, рассчитанных по полученным РМ и совмещенных на шкалах традиционных методик РНАСОМР, New PHACOMP и  $\Delta E$  - метода

4. Между параметрами структурной стабиль-

ности  $\overline{Md}_c$  и  $\Delta E$ , вычисляемыми по химическому составу сплава, также установлена тесная корреляционная связь, которая оптимально аппроксимируется математической моделью

 $\overline{Md}_{c} = 0,1879 \cdot (\Delta E) + 0,9803$  с высоким коэффициентом детерминированности ( $R^{2} = 0,9886$ ).

5. Полученные универсальные математические РМ позволяют с высокой степенью достоверности прогнозировать параметры структурной ста-

бильности  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{c}$  вместо известных регрессионных уравнений традиционных методов РНАСОМР и New PHACOMP. Показана возможность применения  $\Delta E$ - метода для расчета

параметра  $\overline{Md}_c$  по величине  $\Delta E$  дисбаланса системы легирования литейных ЖНС.

6. Показана взаимосвязь и принципиальная эквивалентность традиционных расчетно-аналитических методов, что позволяет при прогнозировании параметров структурной стабильности литейных ЖНС более достоверно и объективно их оценивать.

### Список литературы

- Каблов Е. Н. Литейные жаропрочные сплавы. Эффект С.Т. Кишкина : науч.-техн. сб.: к 100-летию со дня рождения С. Т. Кишкина / Под общ. ред. Е. Н. Каблова. – М. : Наука, 2006. – 272 с.
- Каблов Е. Н. 75 лет. Авиационные материалы. Избранные труды «ВИАМ» 1932-2007. / Юбилейный научно-технический сборник под общ. ред. Е. Н. Каблова. – М. : «ВИАМ», 2007. – 439 с.
- Кишкин С. Т. Литейные жаропрочные сплавы на никелевой основе / Кишкин С. Т., Строганов Г. Б., Логунов А. В. – М. : Машиностроение, 1987. – 116 с.
- Жаропрочность литейных никелевых сплавов и защита их от окисления / [Б. Е. Патон, Г. Б. Строганов, С. Т. Кишкин и др.]. К. : Наук. думка, 1987. 256 с.
- 5. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е. Б. Качанов [и др.]. М.: Машиностроение, 1997. 336 с.
- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Е. Н. Каблов. – Всеросийский научно-исследовательский институт авиационных материалов, Государственный научный центр Российской Федерации. – М. : МИСИС, 2001. – 632 с.

- Жаропрочные сплавы для газовых турбин. Материалы международной конференции / [Д. Котсорадис, П. Феликс, Х. Фишмайстер и др.]; пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина. – М.: Металлургия, 1981. – 480 с.
- Симс Ч. Т. Суперсплавы II. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок / Ч. Т. Симс, Н. С. Столофф, У. К. Хагель ; пер. с англ. : в 2-х кн. : под ред. Р. Е. Шалина. – М. : Металлургия, 1995. – 384 с.
- New PHACOMP and its application to alloy designe / M. Morinaga, N. Yukawa, H. Adachi, H. Ezaki // Superalloys 1984 (eds. M. Gell et al.), AIME, 1984. – P. 523–532.
- Морозова Г. И. Компенсация дисбаланса легирования жаропрочных никелевых сплавов / Г.И. Морозова // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2012. – № 12. – С. 52–56.
- Морозова Г. И. Сбалансированное легирование жаропрочных никелевых сплавов / Г. И. Морозова // Металлы. – 1993. – № 1. – С. 38–41.
- Трофимов Е. А. Анализ методик оптимизации составов жаропрочных сплавов на основе никеля / Е. А. Трофимов, Е. Р. Вахитова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». – 2013. – Т. 13. – №1. – С. 103–107.
- Аналитический метод оптимизации легирования жаропрочных никелевых сплавов / А. И. Самойлов, Г. И. Морозова, О. С. Афоничева, О. С. Афоничев// Материаловедение. 2000. № 2. С. 14–17.
- Морозова Г. И. Закономерность формирования химического состава γ'/γ матрицы многокомпонентных никелевых сплавов / Г. И. Морозова // ДАН СССР.– 1991. Т. 320. № 6. С. 1413–1416.
- Saunders N. The Application of CALPHAD Calculations to Ni-Based Superalloys / N. Saunders, M. Fahrmann, C.J. Small // In «Superalloys 2000» eds. K.A. Green, T.M. Pollock and R.D. Kissinger. – TMS. – Warrendale. – 2000. – P. 803–811.
- Сидоров А. JMatPro программный пакет для моделирования свойств сталей и сплавов / А. Сидоров // САПР и графика. Современные технологии – в промышленность. – 2015. – С. 2–4.
- Сидоров А. JMatPro программный пакет для моделирования свойств сталей и сплавов / А. Сидоров // САПР и графика. Современные технологии – в промышленность. – 2015. – С. 2–4.17.
- Семенищенков А. Microsoft Excel. Приемы и методы практического программирования /

А. Семенищенков. – Брянск: «Злато», 1999. – 305 с.

- Паспорт на жаропрочный коррозионностойкий никелевый сплав ЗМИ-ЗУ (ХН64ВМКЮТ) / А. Д. Коваль, С. Б. Беликов, А. Г. Андриенко и др.: утв. проректор по научной работе Н.С. Гамов. – Запорожье, 1995. – 30 с.
- Пат. 77606, Україна, МПК<sup>6</sup> С22С 19/05. Ливарний жароміцний корозійностійкий нікелевий сплав / С.В. Гайдук, А.Г. Андрієнко,

В. В. Кононов та ін.; заявник і дотримувач Запорізький нац. техн. ун-т. — № а 2005 07748; заявл. 04.08.05; опубл. 15.12.06, Бюл. №12. — 16 с.

Пат. 67814, Україна, МПК<sup>6</sup> С22С 19/05. Ливарний жароміцний корозійностійкий нікелевий сплав / С.В. Гайдук, А.Д. Коваль, А.Г. Андрієнко, В.В. Кононов та ін.; заявник і дотримувач Запорізький нац. техн. ун-т. – № и 2011 08648; заявл. 11.07.11; опубл. 12.03.12, Бюл. №5. – 6 с.

Поступила в редакцию 14.02.2017

### Гайдук С.В., Кононов В.В. Прогнозування параметрів структурної стабільності ливарних жароміцних нікелевих сплавів

Для ливарних жароміцних нікелевих сплавів (ЖНС) з різним типом легування виконано розрахунки методом CALPHAD (JMatPro) хімічних складів  $\gamma$  - твердих розчинів і визначено параметри структурної стабільності  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$ ,  $\overline{M}d_c$  і  $\Delta E$  традиційними методами PHACOMP, New PHACOMP і  $\Delta E$ - методом. На основі математичної обробки даних отримано універсальні математичні регресійні моделі для прогнозування параметрів структурної стабільності  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{M}d_{\gamma}$  за величиною  $\Pi_{T\Pi Y} = Cr / (Cr+Mo+W)$ , співвідношення елементів у складі сплаву, і розрахунку параметра  $\overline{M}d_c$  за величиною дисбалансу системи легування  $\Delta E$  ливарних ЖНС, замість відомих методів.

**Ключові слова:** ливарні жароміцні нікелеві сплави, система легування,  $\gamma$  - твердий розчин параметри структурної стабільності, регресивне рівняння, математична модель.

Gayduk S., Kononov V. Structural stability parameters forecast for high-temperature nickel-base cast alloys

Calculation of  $\gamma$  - solid solution chemical composition has been carried out by CALPHAD (JMatPro) technique and the structural stability parameters  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{Md}_{\gamma}$ ,  $\overline{Md}_{c}$  and  $\Delta E$  have been determined by traditional PHACOMP, New PHACOMP and E techniques for high-temperature nickel-base cast alloys (HTNA) with different type of alloying. On the base of mathematical data processing, instead of the known techniques, there have been obtained universal mathematical regression models for the forecast of the structural stability parameters  $\overline{N}_{V\gamma}$ ,  $\overline{Md}_{\gamma}$  by the relation of the elements in chemical composition of the alloys  $P_{TCP} = Cr / (Cr+Mo+W)$ , and for calculation of parameter  $\overline{Md}_{\alpha}$  unbalance of the alloying system  $\Delta E$  is used.

*Key words:* high-temperature nickel-base cast alloys,  $\gamma$  - solid solution, structural stability parameters, regression equation, mathematical model.

УДК 621.74.045: 669. 24: 621.981

Н. А. Лысенко<sup>1</sup>, В. В. Клочихин<sup>1</sup>, д-р техн. наук В. В. Наумик<sup>2</sup>

<sup>1</sup>АО «Мотор Сич», <sup>2</sup>Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

### СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА СMSX-4PLUS ДЛЯ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ОТЛИВОК

Проведено исследование макро- и микроструктурного состояния исходных шихтовых заготовок и монокристаллических образцов из жаропрочного ренийсодержащего сплава на никелевой основе CMSX-4 PLUS, предназначенного для монокристаллического литья деталей ГТД. Установлено, что исследуемый низкоуглеродистый сплав характеризуется достаточно высокой чистотой по оксидно-сульфидным неметаллическим включениям вследствие низкого содержания кислорода и серы. Микроструктура материала образцов является типичной для жаропрочных никелевых сплавов, полученных методом высокоскоростной направленной кристаллизации. Механические и жаропрочные свойства сплава сМSX-4 PLUS соответствуют нормам НТД и в ~ 2...3 раза превышают пластические и жаропрочные характеристики сплава ЖС32-ВИ.

Ключевые слова: жаропрочные сплавы, структура, свойства.

### Введение

Создание новых газотурбинных двигателей (ГТД) требует повышения их эксплуатационных характеристик, таких как мощность, ресурс, надежность работы и экономичность. В решении этих проблем большую роль играли и продолжают играть жаропрочные никелевые сплавы (ЖНС), являющиеся основными материалами элементов горячего тракта двигателя. Самыми термонагруженными деталями горячего тракта являются рабочие лопатки, которые должны работать десятки тысяч часов в широких интервалах температур и напряжений.

Монокристаллические никелевые суперсплавы, несмотря на заметные успехи в области упрочненной волокнами перспективной керамики, остаются практически безальтернативными материалами для лопаток ГТД пятого и шестого поколений. В первую очередь это относится к самым жаропрочным из них — монокристаллическим сплавам, легированным рением и танталом [1].

Реализовать преимущества монокристаллических ЖНС позволили прогрессивные методы металлургии выплавки сплавов, обеспечившие снижение содержания примесей газов  $O_2$ ,  $N_2$  (менее 0,001%) и S (менее 0,0005%) [2], а также высокоградиентные технологии монокристаллического литья лопаток [3] и специальные режимы термической обработки.

Из данных, приведенных в работе [4], следует, что расстояние между осями дендритов первого порядка при высокоградиентной направленной кристаллизиции примерно в 2 раза меньше, чем при низкоградиентной. Время гомогенизации при термообработке жаропрочных сплавов выбирается в зависимости от расстояния между осями дендритов первого порядка. Отсюда следует, что меньшее время гомогенизации требуется для монокристаллов с меньшими междендритными расстояниями, т. е. закристаллизованными с высокими температурными градиентами [5].

Поскольку в лопатках с монокристаллической структурой отсутствуют большеугловые границы зерен, то отпадает необходимость вводить в ЖНС легирующие элементы (С, В, Zr, Hf), упрочняющие границы зерен. В частности, отсутствие С и В существенно повышает температуру плавления (1360 °C), сопротивление ползучести, а также механической и термической усталости, поскольку не образуются карбиды и бориды. Таким образом, фазовый состав монокристаллических ЖНС состоит из сложнолегированного у -твердого раствора на основе никеля и интерметаллидной фазы. Было установлено, что из всех легирующих элементов рений наиболее эффективно повышает длительную прочность никелевых сплавов [6, 7].

Наряду со сплавами, легированными рением также были созданы ренийсодержащие материалы с добавками рутения, недостатком которых является их высокая стоимость. Так, стоимость жаропрочных никелевых сплавов последних поколений, содержащих рутений, возросла с ~ 50 тыс. USD/т до ~350500 тыс. USD/т. Стоимость современных газотурбинных двигателей составляет ~ 1,52,0 тыс. USD за 1 кг.

© Н. А. Лысенко, В. В. Клочихин, В. В. Наумик, 2017

Таким образом, впервые в мировой практике складывается ситуация, когда удельные цены жаропрочных сплавов становятся соизмеримыми с удельными ценами на газотурбинные двигатели, что, учитывая интеллектуальный и трудовой вклад в создание и производство современных ГТД, делает создавшуюся ситуацию достаточно проблематичной [8].

В настоящей работе изучали макро- и микроструктуру, а также механические и жаропрочные свойства никелевого ренийсодержащего сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION».

### Методика проведения исследований

Исследовали фрагменты ( $\emptyset$  75 мм, h = 20 мм), вырезанные из верхней, средней и нижней частей прутковой заготовки сплава CMSX-4 PLUS.

Литые монокристаллические образцы были получены на вакуумной установке УВНК-8П методом высокоскоростной направленной кристаллизации (ВНК).

Химический состав сплавов определяли методами химического и спектрального анализов с использованием анализаторов фирмы «LECO» CS230 и TC500.

Пористость по сечению отливок оценивали люминесцентным контролем методом ЛЮМ1-ОВ.

Исследование микроструктурного состояния производили на микрошлифах методами оптической (микроскоп «Axio Observer. Dlm») и растровой электронной микроскопии (сканирующий электронный микроскоп «JEOL JSM T-300»).

Термическую обработку образцов осуществляли по следующему режиму:

- гомогенизация в вакууме при температурах — 1316 °C (2 ч) + 1321°C(2 ч)+ 1327 °C (2 ч) + 1332 °C (6 ч) + 1338 °C (8 ч) + 1341°C (4 ч) лалее охлаждение: - старение при температуре — 1163 °С (6 ч) — охлаждение на воздухе;

- старение при температуре — 871 °С (20 ч) — охлаждение на воздухе.

Механические свойства определяли при комнатной температуре на установке P-5. Длительную прочность образцов с диаметром рабочей зоны 5 мм — на установке ДСТ-500 при температурах: 1000 °С и напряжении 280 МПа; 1050 °С и 240 МПа и 1100 °С и напряжении 156,7 МПа.

Определение кристаллографической ориентации (КГО) отливок образцов осуществляли методом рентгеноструктурного анализа при помощи дифрактометра ДРОН-3 на стартовых конусах, отрезанных от каждой отливки образца с монокристаллической структурой. При этом плоскость поперечного реза была перпендикулярна продольной оси отливки. Рентгеносъемку проводили на поперечной поверхности шлифа конуса, протравленной для выявления дендритной микроструктуры.

### Анализ и обсуждение полученных результатов

Химический состав материала заготовок и образцов удовлетворительный и отвечает требованиям нормативной технической документации (НТД) для сплава CMSX-4 PLUS (табл. 1). При этом следует отметить, что исследуемый высоколегированный ренийсодержащий Ni-Co-Ta-сплав CMSX-4 PLUS отличается от аналогичного сплава ЖС32-ВИ, в основном, повышенным содержанием тантала, а также низким содержанием углерода (C = 0,0018%) и серы (S < 0,0004%).

Анализ макроструктуры фрагментов, вырезанных из верхней, средней и нижней частей заготовки из сплава CMSX-4 PLUS, показал, что величина макрозерна по высоте заготовки различна:

Марка сплава	Содержание элементов, %												
тарка сплава	C (ppm)	Cr	Со	W	/	Мо	Al	Nb	Та	R	е	Ti	Fe
CMSX-4 PLUS	18	3,45	9,55	5,5	6 0	),60	5,71	< 0,05	8,10	4,8	30	0,82	0,02
Нормы НТД	≤75	3,2 3,5	9,3 9,9	5,3 5,7	0 7 0	),5 0,7	5,6 5,8	≤ 0,1	8,1 8,3	4,7 4,	 9	0,8 0,9	≤ 0,15
ЖС32-ВИ	0,16	4,56	9.47	8,8	31 1	1,15	5,72	1,51	3,75	3,6	68	-	0,24
Нормы НТД	0,12 0,17	4,5 5,3	9,0 9,5	8,1 8,9	0 9	),9 1,3	5,7 6,2	1,4 1,8	3,7 4,4	3,6 4,1	 9	-	≤ 0,5
					Co	держ	ание элем	ментов, %	0 0				
Марка сплава	Ni	Si	S (ppr	n)	Ρ		В	Pb	В	i	O <sub>2</sub>	(ppm)	N <sub>2</sub> (ppm)
CMSX-4 PLUS	основа	0,01	< 4		0,000	5	<0,002	0,0005	<0,0	001		2	2
Нормы НТД	основа	≤0,04	≤4		≤0,002	2	≤0,003	≤0,001	≤0,0	002		≤4	≤5
ЖС32-ВИ	основа	<0,2	20		0,003	3	<0,02	0,0002	0,00	02		7	45
Нормы НТД	основа	≤0,2	≤50		≤0,01	0	≤0,03	≤0,001	≤0,00	002		≤40	≤50

**Таблица 1** — Химический состав никелевого жаропрочного сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION»

- в верхней части отличается мелкокристаллическим строением с размером зерен ~ 0,2...0,4 мм (рис. 1*a*);

- в средней части размер макрозерен составляет ~17 мм (рис. 1*б*);

- в нижней части - ~ 0,51,5 мм (рис. 1*в*).

В центральной зоне средней части заготовки имеется осевая усадочная пористость диаметром до ~ 15 мм (см. рис.  $1\delta$ ); в нижней части — ликвационная неоднородность (см. рис.  $1\delta$ ).

При металлографическом исследовании в материале исследуемой заготовки грубые загрязнения в виде плен, крупных частиц шлаковых включений и их скоплений не обнаружены. Максимальный размер оксидных включений (до 55 мкм) наблюдается в периферийной зоне верхней части заготовки. Далее по сечению, а также в средней и нижней ее частях оксидные включения, а также карбиды практически отсутствуют; размер редко встречающихся включений не превышает 8 мкм и 2 мкм, соответственно, что характерно для структуры низкоуглеродистого сплава CMSX-4 PLUS с пониженным содержанием серы.

Параметры структурных составляющих в заготовке  $\emptyset$  75 мм из сплава CMSX-4 PLUS представлены в таблице 2.

Микроструктура прутковой заготовки  $\emptyset$  75 мм из сплава CMSX-4 PLUS характерна для литого состояния никелевых высоколегированных жаропрочных сплавов и представляет собой  $\gamma$  -твердый раствор с наличием интерметаллидной  $\gamma'$  фазы, эвтектической фазы типа ( $\gamma - \gamma'$ ). В литой структуре наблюдается размерная и морфологическая неоднородность частиц  $\gamma'$  - фазы. При этом размер и форма  $\gamma'$  - частиц в осях и междендритных областях значительно различаются в межосях частицы  $\gamma'$  - фазы значительно крупнее. Размеры эвтектической ( $\gamma - \gamma'$ )- фазы в центральной зоне заготовки составляют ~ 45...90 мкм и уменьшаются от центра к периферии. Расстояние между осями дендритов второго порядка в краевой зоне (столбчатых кристаллов) примерно в ~ 3 раза меньше чем в центре (см. табл. 2).

Для определения механических и жаропрочных свойств из прутковой заготовки  $\emptyset$  75 мм сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION» были отлиты образцы ( $\emptyset$  15 мм; L = 135 мм) методом высокоскоростной направленной кристаллизации (BHK).

Исследование макроструктуры и монокристалличности образцов проводили путем визуального осмотра после химического травления их поверхности.

Установлено, что на 4-х из 12-ти образцов получена монокристаллическая структура. Остальные образцы состояли из нескольких кристаллов, ориентированных в направлении оси *Z*.

Значения отклонения направления [001] от оси Z при определении кристаллографической ориентации (КГО) монокристаллических образцов, в основном, составляли ~ 1,1...15,1 угл. град.

На рис. 2 при увеличениях до 16 × показана макроструктура моно- и направленно закристаллизованных образцов из сплава CMSX-4 PLUS с наличием нескольких кристаллов, ориентированных в осевом направлении (по оси Z). В поперечном сечении монокристаллических образцов наблюдаются дендриты в виде регулярно расположенных «крестов».



Рис. 1. Макроструктура в поперечном сечении исходной заготовки Ø 75 мм из сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION»

		Размеры структурных составляющих, мкм								
Место замера		карбиды типа МС	эвтектика типа ( $\gamma - \gamma'$ )	оксиды	Микро- поры	Расстояние между осями дендритов 2-го порядка				
верх	край	до 2 (редко)	330	до 55(редко)	до 30	1025				
	центр	до 2 (редко)	545	до б	до 35	3050				
середина	край	до 1 (редко)	730	до 8	до 20	1835				
	центр	до 1 (редко)	1090	до 5	до 50	5090				
НИЗ	край	до 1 (редко)	830	до б	до 20	1530				
	центр	до 1 (редко)	1090	до 5	до 50	5090				

Таблица 2 — Параметры структурных составляющих заготовки Ø 75 мм из сплава CMSX-4 PLUS произволства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION»



Рис. 2. Макроструктура направленно закристаллизованного (а, в, д) и монокристаллического (б, г, е) образцов, отлитых из сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION»: *а*, *б*, *в*, *г* – × 6,5; *д*, *е* – × 16

Механические и жаропрочные свойства определяли на монокристаллических образцах из сплава CMSX-4 PLUS после термической обработки (гомогенизация и двойное старение).

Результаты механических испытаний и испытаний на длительную прочность приведены в таблине 3.

Из данных, представленных в таблице 3, видно, что механические и жаропрочные свойства сплава CMSX-4 PLUS соответствуют нормам ТУ Cannon-Muskegon для сплава CMSX-4 PLUS, а

также НТД- для сплава ЖС32-ВИ(ВНК). При этом следует отметить, что сплав CMSX-4 PLUS [в сравнении с ЖС32-ВИ(ВНК)] характеризуется более высокой пластичностью и длительной прочностью.

Изломы образцов, отлитых из сплава CMSX-4 PLUS методом BHK, после испытаний на растяжение при комнатной температуре имеют складчатое, скольное строение (рис. 3а). Тогда как, строение изломов образцов из сплава ЖС32-BU(BHK) – дендритное (рис. 36).

Условный номер плавки	Состояние материала	Инд. номер образца	Механичео t	ские свой = 20 °C	ства при	Длительная прочность		
			σ <sub>6</sub> , МПа	δ, %	Ψ, %	<i>T<sub>ucn.,</sub></i> °C	σ, МПа	Время до разрушения, т <sub>р</sub> , ч
1	после	1	935	18,0	16,1			
(монокристалл)	термо-	4				1000	280	189,5; 171,6
	обработки	10				1050	240	76,0; 91,0
		9				1100	156,7	112,5; 117,5
Нормы ТУ Cannon-Mus	skegon		≥ 900	$\geq 6,0$	≥ 6,0	1050	240	≥ 45,0
CMSX-4® Plus		-		1100	156,7	≥ 100,0		
Средние значения д	1015	8,0	-	1000	280	64,5		
(после стандартно								
Нормы НТД для	≥ 900	≥ 6,0	-	1000	280	≥ 40,0		

Таблица 3 – Механические и жаропрочные свойства сплава CMSX-4





**Рис. 3.** Строение изломов монокристаллических образцов после испытаний на растяжение при комнатной температуре, × 10: *a* – из сплава CMSX-4 PLUS; *δ* – из сплава ЖC32-BИ(BHK)



Рис. 4. Микроструктура образцов Ø 15 мм из сплава CMSX-4 PLUS – до термообработки

В материале исследуемых образцов обнаружена микропористость с размером микропор до ~ 55 мкм и единичные оксидные включения — до 1 мкм. Кроме того, в сплаве имеются мелкие редко встречающиеся включения оксинитридов и нитридов размером до ~ 3 мкм. Карбиды методом оптической микроскопии при увеличениях до 1000-х не обнаружены.

Микроструктура образцов Ø 15 мм из сплава CMSX-4 PLUS (BHK) после литья (до проведения операции термообработки) аналогична микроструктуре заготовки Ø 75 мм — имеет дендритно-ячеистую структуру, сформированную дендритами первого и второго порядков (рис. 4). В литой структуре наблюдается размерная и морфологическая неоднородность частиц  $\gamma'$  - фазы. При этом размер и форма  $\gamma'$  -частиц в осях и междендритных областях различаются — в межосях частицы  $\gamma'$  - фазы заметно крупнее. Размер частиц интерметаллидной  $\gamma'$  - фазы в осях дендритов нетермообработанных образцов составляет ~ 0,36...0,55 мкм; в междендритных прос-транствах — ~ 0,83...1,39 мкм.

В структуре также имеется значительное количество эвтектической фазы типа ( $\gamma - \gamma'$ ) размером до 90 мкм, располагающейся в междендритных пространствах. Дендритно-ячеистое строение монокристаллических отливок и отливок с направленно закристаллизованной структурой (имеющих несколько кристаллов) из сплава CMSX-4 PLUS является типичным для жаропрочных никелевых сплавов, полученных методом направленной кристаллизации.

Известно [5], что междендритное расстояние ( $\lambda$ ) определяется скоростью охлаждения расплава, т. е. скоростью движения фронта кристаллизации (*R*) и температурным градиентом на фронте кристаллизации (*G*). Соотношение между этими параметрами для монокристаллов с ориентацией <001> имеет вид:

$$\lambda = 680(G \cdot R)^{-0.32}$$

Таким образом, расстояние между осями дендритов первого и второго порядка в материале исследуемых монокристаллических образцов из сплава CMSX-4 PLUS, полученных методом высокоскоростной направленной кристаллизации, составляет примерно 320 мкм и 40 мкм, соответственно.

Установлено, что термическая обработка при температуре 1316...1341 °С с последующим двойным старением (по указанному выше режиму) способствует повышению олноролности сплава вследствие практически полного растворения в  $\gamma$  - твердом растворе эвтектической ( $\gamma - \gamma'$ ) - фазы, а также выравнивания состава между осями и межосными пространствами дендритов (рис. 5). В микроструктуре выявлены единичные редко встречающиеся частицы эвтектики, вытянутые в направлении кристаллизации (по оси Z) длиной до ~ 90 мкм. Интерметаллидные частицы ү'фазы в осях и междендритных пространствах имеют примерно одинаковые размеры. Форма  $\gamma'$  частиц — кубоидная; на малоугловых границах монокристаллов сформировались частицы у' фазы неправильной формы (рис. 6).







Рис. 6. Малоугловые границы зерен в монокристаллических образцах из сплава CMSX-4 PLUS, × 1000

### Выводы

1. Качество материала прутковой заготовки Ø 75 мм из жаропрочного никелевого сплава CMSX-4 PLUS производства фирмы «CANNON-MUSKEGON CORPORATION», а также монокристаллических термически обработанных образцов, полученных методом высокоскоростной направленной кристаллизации, соответствует требованиям технических условий (TУ Cannon-Muskegon для сплава CMSX-4 PLUS) и в ~ 23 раза превышает пластические и жаропрочные характеристики сплава ЖС32-ВИ.

2. Микроструктура заготовки Ø 75 мм и направленно закристаллизованных образцов Ø 15мм из сплава CMSX-4 PLUS характерна для никелевых высоколегированных жаропрочных сплавов, характеризуется достаточно высокой чистотой по оксидно-сульфидным неметаллическим включениям, а также карбидам вследствие низкого содержания кислорода, серы и углерода в сплаве. 3. Термическая обработка при температуре 1316...1341°С с последующим двойным старением (по указанному выше режиму) способствует повышению однородности сплава вследствие практически полного растворения в γ - твердом

растворе эвтектической ( $\gamma - \gamma'$ )- фазы, а также выравнивания состава между осями и межосными пространствами дендритов.

### Список литературы

- Каблов Е. Н. Монокристаллические никелевые ренийсодержащие сплавы для турбинных лопаток ГТД / Е. Н. Каблов, В. Н. Толораия, Н. Т. Орєхов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2002. – № 7. – С. 109–115.
- Сидоров В. В. Авиационные материалы и технологии / В. В. Сидоров, В. Е. Ригин, В. Т. Бурцев // Вып. Высокорениевые жаропрочные сплавы, технология и оборудование для производства сплавов и литья монокристаллических турбинных лопаток ГТД. М., 2004. С. 72–75.
- Каблов Е. Н. Авиационные материалы и технологии / Е. Н. Каблов, Ю. А. Бондаренко, В. А. Сурова // Вып. Высокорениевые жаро-

прочные сплавы, технология и оборудование для производства сплавов и литья монокристаллических турбинных лопаток ГТД. – М., 2004. – С. 90–93.

- Каблов Е.Н. Физико-химические особенности создания жаропрочных сплавов, содержащих рений / Е. Н. Каблов // Вестник московского университета, серия 2. Химия. 2005. Т. 46. – № 3. – С. 155–167.
- Шалин Р. Е. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов /Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е.Б.Качанов [и др.] – М.: Машиностроение. – 1997. – 336 с.
- Caron P. Superalloys 2000 / Eds.T.M. Polloc, R.D. Kissinger, R.R..Bowman [et.al.] // Champion (Pennsylvania). – 2000. – 737 p.
- Kouzumi Y. Superalloys 2004 / Eds. by K. A. Green [et.al.] // Champion (Pennsylvania). – 2004. – 35 p.
- Логунов А. В. Методологические основы автоматизированного проектирования жаропрочных сплавов на никелевой основе / А. В. Логунов, Ю. Н. Шмотин, Д. В. Данилов // Технология металлов. М., 2014. № 7. С. 3–11.

Поступила в редакцию 10. 03. 2017

## Лисенко Н.О., Клочихін В.В., Наумик В.В. Структура та властивості жароміцного сплава CMSX-4 PLUS для монокристилічних відливок

Проведено дослідження макро- і микроструктурного стану вихідних шихтових заготовок і монокристалічних зразків з жароміцного ренійвмісного сплаву на нікелевій основі CMSX-4 PLUS, призначеного для монокристалічного лиття деталей ГТД. Встановлено, що досліджуваний низьковуглецевий сплав характеризується досить високою чистотою за оксидно-сульфідним неметалевим включенням внаслідок низького вмісту кисню і сірки. Мікроструктура матеріалу зразків є типовою для жароміцних нікелевих сплавів, отриманих методом високошвидкісної спрямованої кристалізації. Механічні та жароміцні властивості сплаву CMSX-4 PLUS відповідають нормам НТД і в ~ 2...3 рази перевищують пластичні і жароміцні характеристики сплаву ЖС32-ВИ.

Ключові слова: жароміцні сплави, структура, властивості.

# Lysenko N., Klochihin V., Naumyk V. The structure and properties of heat-resistant alloy CMSX-4 PLUS for single-cristal castings

The study of macro- and microstructural state of the original charge of workpieces and single-crystal samples of rhenium high-temperature alloy Nickel-based CMSX-4 PLUS is designed for single-crystal casting of turbine engine parts. It is established that the investigated low-carbon alloy is characterized by high purity by oxide-sulfide non-metallic inclusions due to low oxygen, and sulfur. Microstructure of material samples is typical of heat-resistant Nickel alloys obtained by high-speed directional crystallization. Mechanical and heat resisting properties of the alloy CMSX-4 PLUS meet the standards of NTD and  $\sim 2...3$  times higher than plastic and high-temperature characteristics of alloy XC32-BH.

Key words: heat-resistant alloys, structure, properties.

### УДК 669.017.16:62-242.3-034.13

### Канд. техн. наук В. Г. Іванов

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

### ДОСЛІДЖЕННЯ СТРУКТУРИ ПОРШНЕВИХ КІЛЕЦЬ З ВИСОКОМІЦНОГО ЧАВУНУ ПІСЛЯ ЕКСПЛУАТАЦІЇ У ДВОТАКТНОМУ ДВИГУНІ

Підтверджено, що троостомартенситна структура високоміцного чавуну з рівномірно розподіленим дрібним кулястим графітом забезпечують необхідні експлуатаційні властивості поршневих кілець для двотактних двигунів.

Встановлено, що структура та твердість поршневих кілець з високоміцного чавуну майже не змінюються під час рядової експлуатації у двотактних двигунах з хромованим циліндром. Якщо є небезпека роботи двигунів у критичних умовах, що супроводжуються значними перегрівами, то найбільш бажаною структурою слід визнати перлітну, як більш стабільну ніж бейнітну або мартенситну.

Ключові слова: високоміцний чавун, поршневі кільця, структура, перліт, мартенсит.

### Вступ

Поршневі кільця відносяться до відповідальних деталей двигунів, багато в чому визначаючи їх експлуатаційні показники та ресурс. Тому забезпечення оптимальної стабільної структури поршневих кілець створює значний резерв для підвищення їх службових властивостей та є актуальною задачею машинобудування.

**Огляд літератури**. Найчастіше поршневі кільця виготовляють зі спеціальних сірих або високоміцних чавунів з пластинчастим та кулястим графітом відповідно [1].

Заготовки для поршневих кілець отримують різними способами лиття: з індивідуальних заготівок та з циліндричних заготівок — маслот. У масовому виробництві поршневих кілець діаметром до 500 мм переважно використовують відцентровий спосіб лиття маслот [2]. Для зменшення відходів на механічну обробку маслотних заготовок пропонують також нові перспективні способи лиття заморожуванням [3—5]. Але ці методи поки не набули широкого вжитку і відцентровий спосіб залишається найбільш розповсюдженим у практиці ливарних цехів, не зважаючи на його окремі недоліки.

З високоміцних чавунів, як правило, виготовляють найбільш напружені верхні компресійні кільця, які повинні мати високу зносостійкість, міцність, пружність, а також добре оброблятися різанням. Причому структура і властивості не повинні змінюватися при експлуатації [6–8].

Існуючими нормативними документами обумовлюються відповідні вимоги до структури високоміцного чавуну та його властивостей [1]:

- графітові вкраплення повинні мати кулясту форму (дозволяється наявність окремих вкраплень пластинчастого графіту не більш 10 % від загальної кількості) та рівномірно розподілятися у металевій матриці;

- металева основа повинна складатися із сорбітоподібного і тонкопластинчатого перліту (дозволяється троостомартенсит і бейніт);

 навколо графітових вкраплень дозволяється феритна оторочка (не більш 10 % площі шліфа), а також наявність цементиту у вигляді окремих дрібних вкраплень (не більш 10 % площі шліфа);

межа міцності повинна бути (98–108)·10<sup>7</sup>
Н/м<sup>2</sup> або 100–110 кгс/мм<sup>2</sup>;

- твердість кілець повинна бути 98–112 HRB, для двигунів автомобілів, мотоциклів, мопедів не нижче 100 HRB, при цьому різниця твердості у межах одного кільця не повинна перевищувати 4 одиниць HRB.

Потрібну структуру металевої основи досягають дотриманням необхідного хімічного складу та відповідної термічної обробки [6–8].

Кулястий графіт отримують за допомогою спеціальних лігатур, що містять магній [8]. Рівномірно розподілений кулястий графіт при добре налагодженому технологічному процесі стабільно отримується відцентрованим способом лиття маслотних заготівок [9–11]. Але відцентровий спосіб лиття маслот поршневих кілець характеризується високою небезпекою формування небажаних структур, що містять карбіди, також вносячи певні труднощі з визначенням оптимального складу чавунів та режимів їх термічної обробки.

Найчастіше високоміцні чавуни для поршневих кілець піддають поліпшенню (гартуванню з високим відпуском) або штучному старінню і термофіксації. Також перспективною термічною обробкою є ізотермічне гартування із забезпеченням бейнітної структури [8]. Але літературні дані по цьому питанню дещо суперечливі, що може пояснюватися різницею умов експлуатації та методик проведення експериментів. Ї нерідко, наведені режими термічної обробки не забезпечують необхідну зносостійкість і, відповідно, необхідний ресурс двигуна.

Бейнітні та мартенситні структури іноді, забезпечуючи необхідну зносостійкість, не відповідають необхідному рівню міцності, зокрема на згинання. Крім того, бейнітні та мартенситні структури є метастабільними, здатні до перетворення при високотемпературній експлуатації і не дають стабільності властивостей. Підвищення стійкості цих структур за рахунок легування визнають нераціональним, бо це приводить до збільшення собівартості поршневих кілець [12– 14].

Перспективним та економічним методом вважається отримання бейнітної чи аусферитної структури зразу у литому стані, застосовуючи раннє вибивання виливків при температурі 850– 1000 °C, їх гартування шляхом швидкого охолодження та перенесення у середовище з постійно нагрітим до 300–500 °C піском. Але такий метод має обмежене використання [15].

Крім того, лита структура маслотних заготівок не повинна суттєво утруднювати їх механічну обробку. В літературі цьому питанню не приділяється достатньої уваги, у зв'язку з чим, визначення оптимальної структури високоміцного чавуну маслотних заготівок поршневих кілець з метою забезпечення найкращого сполучення фізико-хімічних та експлуатаційних властивостей при найменших витратах залишається не зовсім з'ясованим і потребує додаткових досліджень.

#### Постановка задачі

В цій роботі вивчали структуру поршневих кілець з високоміцного чавуну до і після експлуатації у двотактних бензинових двигунах невеликої потужності (до 30 кВт).

#### Матеріали і методи

Для дослідження використовували поршневі кільця, що відповідали за хімічним складом високоміцному чавуну марки ВЧ 500-2 (ДСТУ 3925-99).

Плавку чавуну проводили у високочастотній індукційній печі з кислою футерівкою місткістю 30 кг. У якості шихти використовували переробний чавун марки ПЛ-2, чавунний та сталевий брухт, феросиліцій ФС45. Для отримання кулястого графіту на дно нагрітого ковша давали нікель-магнієву лігатуру (15 % Mg, 0,6 % Се), що попередньо виготовляли з електролітичного нікелю, первинного магнію та фероцерію під барієвим флюсом. Зверху лігатуру вкривали шаром феросилікобарію ФС65Ба4. Кількість добавок складала 1,0 % від маси рідкого металу.

На відцентровому верстаті отримували циліндричні маслотні заготівки із зовнішнім діаметром 65 мм та довжиною 175 мм, з яких потім вирізалися поршневі кільця згідно прийнятої технології. Готові кільця піддавали гартуванню при 900 °С з наступним високим відпуском при 600 °С. З придатних поршневих кілець готували шліфи для металографічного аналізу, який проводили з використанням мікроскопів МИМ-8 та Axiovert 200 МАТ. Оцінку кулястого графіту здійснювали згідно ГОСТ 3443. Твердість вимірювали методом Роквелла за шкалою HRB на установці TK-2.

Також досліджували декілька десятків аналогічно виготовлених поршневих кілець, що були у експлуатації на двотактних бензинових двигунах та вилучалися з них під час ремонту. Усі поршневі кільця працювали в алюмінієвих циліндрах з хромованим покриттям. Причинами ремонту найчастіше були падіння потужності двигунів та заклинювання поршню.

#### Результати

На рис. 1, 2 наведені типові мікроструктури зразків чавунних поршневих до і після експлуатації, а у табл. 1 показники їх структури та твердості.

Construction			Показник		Transiant		
Структура	за графітом					ирр отници	
зіцно	форма розміри розподіл кільк		кількість	за металевою основою	тихь, одиниці		
FOCT 621	111174.2				сорбітоподібний дрібно-		
10C1021- ΠΙΨ2 87 ΠΓΦ	шт ф2 – ШГФ5	2- h5 -	ШГр1	`p1 -	пластинчастий перліт,	98-112	
67	ш ф5				троостомартенсит, бейніт		
рис. 1, 2 а	ШГф3	ШГд15	ШГр1	ШГ6	троостомартенсит	105-106	
рис. 1, 2 б	ШГф4	ШГд25	ШГр2	ШГ6	троостомартенсит	105-108	
рис. 1, 2 в	ШГф5	ШГд25	ШГр1	ШГ6	троостомартенсит	105-109	
рис. 1, 2 г	ШГф5,		ШГр1, ШГ6,		сорбітоподібний перліт	100 105	
	ΒΓΦ3	шідіз	BFp1	ВГ70	та ферит	100-103	

Таблиця 1 — Структура та твердість типових поршневих кілець з високоміцного чавуну

Примітка. Різниця показників твердості в межах одного кільця згідно ГОСТ 621-87 не повинна перебільшувати 4 одиниць HRB.



**Рис. 1.** Вкраплення графіту у поршневих кільцях з високоміцного чавуну до (*a*) и після експлуатації (б-е) у двотактних бензинових двигунах



**Рис. 2.** Типова мікроструктура поршневих кілець з високоміцного чавуну до (*a*) и після експлуатації (б-г) у двотактних бензинових двигунах

### Обговорення

Як видно з наведених даних, мікроструктура поршневих кілець та стан графітної фази суттєво різниться, не зважаючи, що усі кільця були одного типорозміру, виготовлені за однією технологією та працювали на аналогічних двигунах бензопил.

Спостерігався кулястий графіт різної компактності, форми, розподілу та розмірів (рис. 1 *а*, *б*, *в* та табл. 1). Поряд з кулястим графітом в деяких кільцях спостерігався і вермикулярний графіт, частка якого могла складати більше 50 % (рис. 1 *г*).

Слід відмітити, що суттєвих змін у мікроструктурі поршневих кілець після експлуатації майже не спостерігалося (рис. 2 a-e), за деякими виключеннями (рис. 2 e). Такі зміни, вірогідно, можуть відбуватися тільки, якщо двигун перегрівався під час експлуатації. Аналогічно видно, що експлуатація майже не змінює твердості кілець. Найбільша різниця, більше 4-х одиниць HRB, спостерігалася тільки у кілець зі структурними змінами (рис. 2 e). Структура поршневих кілець до і після експлуатації була троостомартенситною або сорбітною. Зустрічалася також бейнітна структура.

Якщо двигун перегрівався до високих температур, то спостерігалася наявність вже структур розпаду та поява певної долі фериту. Суттєве перегрівання поршневих кілець може відбуватися в разі їх поганого прилягання до стінок хромованого циліндру, в результаті чого вони пропускають вихлопні гази та погано віддають тепло циліндру.

Як показали додатково проведені дослідження та за даними інших авторів [16] температура у зоні поршневих кілець при нормальних умовах експлуатації не перевищує 300-350 °С. Тому зміни у структурі та твердості майже не відбуваються або відбуваються дуже повільно. При перегрівах двигуна, які можуть бути викликані відхиленнями у експлуатації (нестачею змащування, детонацією, проривом вихлопних газів тощо), відбувається розпад мартенситу, перліту або інших метастабільних структур, що містять цементит, відбувається падіння твердості, погане прилягання до стінок циліндру, знижується компресія та відбувається падіння потужності двигуна. В крайньому випадку можливо руйнування кільця та заклинювання поршню.

### Висновки

Таким чином, високоміцний чавун з перлітною або троостомартенситною структурою та рівномірно розподіленим кулястим графітом при нормальних умовах експлуатації забезпечує необхідний ресурс двотактних бензинових двигунів. Резерв збільшення ресурсу експлуатації поршневих кілець знаходиться у забезпечені рівномірно розподіленого та дрібного кулястого графіту у металевій матриці, яка може бути перлітною або бейнітною. Для забезпечення економії енергетичних ресурсів перспективним слід визнати отримання необхідної структури у литому стані, застосовуючи ранню вибивку та регульоване охолодження. Для двотактних двигунів, що працюють в критичних умовах і мають високу небезпеку до перегрівів, оптимальною металевою матрицею слід визнати перлітну, як більш стабільну ніж бейнітну чи мартенситну. Підвищити стабільність металевої основи високоміцних чавунів можна також шляхом застосування економного легування міддю, нікелем, хромом та ін. елементами. Але це є темою окремого дослідження.

### Список літератури

- ГОСТ 621-87. Кольца поршневые двигателей внутреннего сгорания. Общие технические условия. — Введ. 1989-01-01. М. Изд-во стандартов, 1987. — 34 с.
- Справочник по чугунному литью / под ред Н. Г. Гиршовича. – Л. : Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1978. – 758 с.
- Крутилин А. Н. Анализ существующих способов получения заготовок поршневих колец / А. Н. Крутилин, А. И. Станюк, Д. И. Станюк // Литье и металлургия. – 2005. – № 3. – С. 33–36.
- Крутилин, А. Н. Разработка принципиальной схемы процесса лиття заготовок поршневих колец / А. Н. Крутилин, А. И. Станюк, Д. И. Станюк // Литье и металлургия. – 2005. – №3. – С. 43 – 46.
- Бевза, В. Ф. Маслотные заготовки для изготовления поршневых колец / В. Ф. Бевза, В. А. Мазько // Литье и металлургия. 2008. №2. С. 13–14.
- Чугуны с шаровидным и вермикулярным графитом и аустенито-бейнитной матрицей современные материалы для литых деталей. (Свойства, применение, особенности технологии) : информационный сборник № 2 // Инженерно-технологический центр машиностроения «Металлург». М. : ИТЦМ «Металлург», 2004. 440 с.
- Славин Д. О. Металлы и сплавы в химическом машиностроении и аппаратостроении: справочник / Д. О. Славин, Е. Б. Штейман. – М. : Машгиз, 1951. – 286 с.
- Шебатинов М. П. Высокопрочный чугун в автомобилестроении / М. П. Шебатинов, Ю. Е. Абраменко, И. Н. Бех. – М. : Машиностроение, 1988. – 216 с.
- Іванов В. Г. Металографічні дослідження графітних вкраплень у відцентровій заготовці для поршневих кілець / Іванов В. Г. // Компрессорное и энергетическое машинострое-

ние. – 2016. – №. 1. – С. 40–44.

- Склад та структура високоміцного чавуну в відливках поршневих кілець / М. В. Боровик, І. О. Шинський, О. О. Токарсва, Л. А. Рабійчук // Металознавство та обробка матеріалів. — 2004. — № 2. — С. 44—47.
- Шинский О. И. Регулирование литой структуры ЧШГ в центробежнолитых заготовках / О. И. Шинский, В. И. Литовка, Н.В. Боровик // Литейщик России. -2002. - № 6.
- Бейнитный высокопрочный чугун с шаровидным графитом / Г. И. Сильман, К. В. Макаренко, В. В. Камынин, Е. А. Зенцова // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2013. – № 4. – С. 3–8.
- Повышение прочностных свойств графитизированных чугунов / К.В. Макаренко, Е. А. Зенцова, Р. А. Богданов, Р. А. Филипов // Заготовительные производства в машиностроении. – 2013. – № 9. – С. 3–6.

- Сильман Г. И. Графитизированные чугуны / Г. И. Сильман, К. В. Макаренко // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2014. – № 2. – С. 3–10.
- 15. Дорошенко В. С. О свойствах аусферритного ЧШГ и его получении литьем по газифицируемым моделям с изотермической закалкой с литого состояния / Дорошенко В. С. // Спеціальна металургія : вчора, сьогодні, завтра [Електрон. ресурс] : матеріали XV Всеукраїнської науково-практичної конференції, Київ, 11 квітня 2017 р. – К. : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2017. – С. 404–420.
- Pistons and engine testing: ATZ/MTZ-Fachbuch / MAHLE GmbH (eds.). – 2-nd edition. – Springer Vieweg, 2016. – 305 p.

Поступила в редакцию 10.05.2017

## Иванов В.Г. Исследование структуры поршневых колец из высокопрочного чугуна после эксплуатации в двухтактных двигателях

Подтверждено, что троостомартенситная структура высокопрочного чугуна с равномерно распределенным мелким шаровидным графитом обеспечивают необходимые эксплуатационные свойства поршневых колец для двухтактных двигателей.

Установлено, что структура и твердость поршневых колец из высокопрочного чугуна почти не меняются во время рядовой эксплуатации в двухтактных двигателях с хромированным цилиндром. Если есть опасность работы двигателей в критических условиях, сопровождающихся значительными перегревами, то наиболее желательной структурой следует признать перлитную, как более стабильную, чем бейнитную или мартенситную.

**Ключевые слова:** высокопрочный чугун, поршневые кольца, структура, перлит, мартенсит.

# Ivanov V. Research of the structure of piston rings from ductile iron after exploitation in two-stroke engines

It is confirmed that the fine troostite - martensite structure of ductile iron with uniformly distributed small globular graphite provides the required performance properties of piston rings for two-stroke engines.

It was determined that the structure and hardness of ductile iron piston rings almost does not change during the ordinary operation in two-stroke engines with chromium-plated cylinder. If there is a hazard in engine operation under critical conditions involving significant overheating, the pearlite structure should be recognized as the most desirable one and more stable compared to beynite or martensite ones.

Key words: ductile iron, piston rings, structure, perlite, martensite.

Наукове видання

### Вісник двигунобудування № 1/2017

науково-технічний журнал

Головний редактор	д-р техн. наук О. Я. Качан
Заст. гол. редактора	д-р техн. наук А. І. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і АТ «Мотор Січ» Комп'ютерна верстка І.О. Савчук Переддрукарська підготовка Коректори И.В. Сахнюк О.Є. Носик, Я.В. Обухович,

Реєстрація рукописів

Свідоцтво про державну реєстрацію КВ № 6157 від 20.05.2002 О.І. Пільгуєва

В.Й. Гембель

Передрукування матеріалів тільки з дозволу редакції При використанні матеріалів посилання на журнал є обов'язковим Матеріали публікуються мовою оригіналу Рукописи, фотокартки та носії інформації не повертаються

> Здано до друку 14.07.2017 р., зам. 2472, накл. 300. Надруковано видавничим комплексом АТ «Мотор Січ» Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11

> > Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК №2394 від 27.12.2005.