

ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК НАУЧНЫЙ

Серия **Авиационно-ракетное
и энергетическое машиностроение**

2024

Том 8, № 1

АВИАЦИОННАЯ И РАКЕТНО-
КОСМИЧЕСКАЯ ТЕХНИКА

ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ И ХИМИЧЕСКОЕ
МАШИНОСТРОЕНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ
И ТЕХНОЛОГИЯ
ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ



ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК

Серия
«Авиационно-ракетное
и энергетическое
машиностроение»

Издается с октября 2017 г.
Выходит 4 раза в год

Том 8 № 1 2024

УЧРЕДИТЕЛЬ

Федеральное государственное
автономное образовательное
учреждение высшего образования
«Омский государственный
технический университет»

Регистрационный номер
в реестре зарегистрированных
средств массовой информации
ПИ № ТУ55-00569 от 17.05.2018 г.
выдан Управлением Роскомнадзора
по Омской области

Сайт журнала:
<https://journals.omgту.ru>

Страница журнала на сайте учредителя:
[http://www.omgту.ru/
general_information/media.omgту/
journal_of_oms_k_research_journal/](http://www.omgту.ru/general_information/media.omgту/journal_of_oms_k_research_journal/)

Подписной индекс
в каталоге Роспечать 80583

Ответственный секретарь
М. Ф. Федорчук

Редактор
Т. П. Сёмина

Компьютерная верстка
О. Н. Чирун

Макет обложки
В. С. Гуринов
М. Ф. Федорчук
Н. С. Плотникова

© Редакция журнала
«Омский научный вестник».
Серия «Авиационно-ракетное
и энергетическое
машиностроение», ОмГТУ

Подписано в печать 21.03.2024 г.
Дата выхода в свет 29.03.2024 г.

Формат 60x84 1/8
11,86 усл. печ. л.
Бумага офсетная

Отпечатано на дупликаторе
отдела научной информации ОмГТУ

Тираж 500 экз.
(1-й завод 1–100). Заказ 13
Цена свободная

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Шалай Виктор Владимирович (главный редактор), д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Юша Владимир Леонидович (заместитель главного редактора), д. т. н., профессор,
Омск, Россия

Краус Юрий Александрович (заместитель главного редактора), к. т. н., доцент,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Андреева Елена Григорьевна, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Анисимов Сергей Михайлович, д. т. н., профессор,
Вроцлавский политехнический университет, Вроцлав, Польша

Блинов Виктор Николаевич, д. т. н., профессор,
КБ «Полет» — филиал АО «ГКНПЦ им. М. В. Хруничева», Омск, Россия

Бурьян Юрий Андреевич, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Галфетти Лучано, профессор,
Миланский политехнический университет, Милан, Италия

Горюнов Владимир Николаевич, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Дворников Леонид Трофимович, д. т. н., профессор,
Сибирский государственный индустриальный университет, Новокузнецк, Россия

Жарковский Александр Аркадьевич, д. т. н., профессор,
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
Санкт-Петербург, Россия

Животкевич Игорь Николаевич, д. т. н., профессор,
АНО «Институт испытаний и сертификации вооружения и военной техники»,
Москва, Россия

Карагусов Владимир Иванович, д. т. н., старший научный сотрудник,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Клюшников Валерий Юрьевич, д. т. н., старший научный сотрудник,
АО «Центральный научно-исследовательский институт машиностроения», г. Москва,
Россия

Ковачевич Ахмед, профессор,
Лондонский университет Сити, Лондон, Великобритания

Корнеев Сергей Александрович, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Коротаяев Дмитрий Николаевич, д. т. н., профессор,
Российский государственный геологоразведочный университет
имени Серго Орджоникидзе, г. Москва, Россия

Кропотин Олег Витальевич, д. т. н., доцент,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Куденцов Владимир Юрьевич, д. т. н., доцент,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Кузнецов Виктор Иванович, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Милованчевич Урош, доктор, профессор,
Белградский университет, Белград, Сербия

Негров Дмитрий Анатольевич, к. т. н., доцент,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Полещенко Константин Николаевич, д. т. н., профессор,
Сибирский государственный автомобильно-дорожный университет, Омск, Россия

Пустовой Николай Васильевич, д. т. н., профессор,
Новосибирский государственный технический университет, Новосибирск, Россия

Савин Леонид Алексеевич, д. т. н., профессор,
Орловский государственный университет имени И. С. Тургенева, Орел, Россия

Сулин Александр Борисович, д. т. н.,
Санкт-Петербургский национальный исследовательский университет
информационных технологий, механики и оптики, Санкт-Петербург, Россия

Теплоухов Андрей Анатольевич, к. т. н., доцент,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Трушляков Валерий Иванович, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Чернышев Андрей Владимирович, д. т. н., профессор,
Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана
(национальный исследовательский университет), Москва, Россия

Чугунков Владимир Васильевич, д. т. н., профессор,
Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана
(национальный исследовательский университет), Москва, Россия

Щерба Виктор Евгеньевич, д. т. н., профессор,
Омский государственный технический университет, Омск, Россия

Юн Владимир Климентьевич, д. т. н.,
АО «Невский завод», г. Санкт-Петербург, Россия



OMSK SCIENTIFIC BULLETIN

Series
«Aviation-Rocket
and Power
Engineering»

Published Since October 2017
4 Times per Year

Volume 8 No. 1 2024

FOUNDER

Federal State
Autonomous Educational Institution
of Higher Education
«Omsk State Technical University»

Identification number of registered Mass Media
ПМ № ТУ55-00569 from 17.05.2018
issued by the Federal Service for
Supervision of Communications,
Information Technology, and Mass Media,
Omsk region

Journal Website:
<https://journals.omgto.ru>

Journal Page on Founder's Website:
[http://www.omgto.ru/
general_information/media_omgtu/
journal_of_omsk_research_journal/](http://www.omgto.ru/general_information/media_omgtu/journal_of_omsk_research_journal/)

Subscription Index
in Federal Agency on Press and Mass
Communications Catalog 80583

Executive Secretary
M. F. Fedorchuk

Editor
T. P. Semina

Computer Page-Proofs
O. N. Chirun

Cover Layout
V. S. Gurinov
M. F. Fedorchuk
N. S. Plotnikova

© Editorial Board of
«Omsk Scientific Bulletin».
Series «Aviation-Rocket
and Power Engineering», OmskSTU

Signed in Print 21.03.2024
Date of Publication 29.03.2024

Format 60x84 1/8
Conventional
Printed Sheets 11,86
Offset Paper

Printed on a Duplicator
at Scientific Publishing Office,
Omsk State Technical University

Circulation 500 Copies.
(The 1st Printing Factory 1–100)
Order 13
Open Price

EDITORIAL STAFF

Shalay Viktor Vladimirovich, (Chief Editor), D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Yusha Vladimir Leonidovich, (Deputy Chief Editor), D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk, Russia

Kraus Yuri Aleksandrovich (Deputy Chief Editor), Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Andreeva Elena Grigoryevna, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Anisimov Sergey Mikhailovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Wroclaw University of Science and Technology, Wroclaw, Poland

Blinov Viktor Nikolayevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Design Bureau «Polet» — branch Khrunichev State Research and Production Space Center,
Omsk, Russia

Burian Yuriy Andreevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Galfetti Luciano, Professor,
Politecnico di Milano, Milan, Italy

Goryunov Vladimir Nikolaevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Dvornikov Leonid Trofimovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Siberian State Industrial University, Novokuznetsk, Russia

Zharkovskii Aleksandr Arkadievich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Saint Petersburg, Russia

Zhivotkevich Igor Nikolayevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Institute of Testing and Certification of Weapon and Military Equipment, Moscow, Russia

Karagusov Vladimir Ivanovich, D. Sc. (Engineering), Senior Researcher,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Klyushnikov Valeriy Yur'yevich, D. Sc. (Engineering), Senior Researcher,
JSC «Central Research Institute for Machine Building» (JSC «TsNIIIMash»), Moscow, Russia

Kovačević Ahmed, Professor,
University of London, City, London, United Kingdom

Korneyev Sergey Aleksandrovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Korotaev Dmitriy Nikolayevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Sergo Ordzhonikidze Russian State University for Geological Prospecting (MGRI),
Moscow, Russia

Kropotin Oleg Vitalyevich, D. Sc. (Engineering), Associate Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Kudentsov Vladimir Yurievich, D. Sc. (Engineering), Associate Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Kuznetsov Viktor Ivanovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Milovančević Uroš, PhD Mechanical Engineering,
University of Belgrade, Belgrade, Serbia

Negrov Dmitriy Anatolyevich, Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Poleshchenko Konstantin Nikolayevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Siberian State Automobile and Highway University, Omsk, Russia

Pustovoy Nikolay Vasilievich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Novosibirsk State Technical University, Novosibirsk, Russia

Savin Leonid Alexeevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Orel State University named after I. S. Turgenev, Orel, Russia

Sulin Aleksandr Borisovich, D. Sc. (Engineering),
Saint Petersburg National Research University of Informational Technologies,
Mechanics and Optics, Saint Petersburg, Russia

Teploukhov Andrey Anatolyevich, Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Trushlyakov Valeriy Ivanovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Chernyshev Andrey Vladimirovich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

Chugunkov Vladimir Vasilievich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

Scherba Viktor Evgeniyevich, D. Sc. (Engineering), Professor,
Omsk State Technical University, Omsk, Russia

Yun Vladimir Klimentievich, D. Sc. (Engineering),
JSC «REPH», Saint Petersburg, Russia

СОДЕРЖАНИЕ

ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ И ХИМИЧЕСКОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

В. И. Карагузов, А. В. Зиновьева. Анализ тепловой производительности радиационной системы жизнеобеспечения на основе экспериментальных данных	9
В. Л. Юша. Теоретическая оценка эффективности применения одноступенчатых длинноходовых поршневых компрессоров в холодильной технике и системах сжижения углеводородов	17
С. С. Бусаров, К. А. Бакулин, Р. Э. Кобыльский, И. С. Бусаров. Перспективы создания современных поршневых компрессоров с повышенной производительностью	25
А. Д. Ваняшов. Условно динамический анализ работы центробежного компрессора в агрегатную линию рециркуляции	32
Г. И. Чернов, В. С. Евдокимов, А. М. Калашников, В. И. Кабельский, А. О. Жуков, В. А. Футин. Разработка математической модели для системы рекуперации тепловых потерь передвижной компрессорной станции на основе холодильной машины	42
О. В. Вдовин, Е. Н. Слободина, А. Г. Михайлов. Сравнительный анализ теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости	49

АВИАЦИОННАЯ И РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКАЯ ТЕХНИКА

А. А. Кишкин, Ю. Н. Шевченко, А. А. Зуев, Д. А. Жуйков. Расчетно-экспериментальное исследование закрученного кольцевого потока	57
Д. Б. Добрица, Е. В. Леун. Определение повреждений неудаляемых и удаляемых окон перспективных пенетраторов от ударного воздействия высокоскоростных частиц реголита при ударном внедрении в грунт Луны	69
И. Д. Марканов, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров, А. О. Фирсин. Определение оптимального режима FDM-печати композитами для получения требуемых конструкторско-технологических параметров	78
А. О. Фирсин, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров, И. Д. Марканов. Проектирование и изготовление деталей и узлов аэрокосмических конструкций из композитных материалов в условиях аддитивного производства	86

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

А. А. Теплоухов, Н. А. Семенюк, А. Е. Терёхина, С. И. Мотовилов, Д. В. Скакун. Влияние поверхностной модификации на морфологические характеристики и микротвердость стали ХВГ	95
--	----

Требования к оформлению научных статей, направляемых в журнал «Омский научный вестник». Серия «Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение»	5
--	---

CONTENTS

POWER AND CHEMICAL ENGINEERING

V. I. Karagusov, A. V. Zinovieva. The analysis of thermal performance of radiation life support system based on experimental data	9
V. L. Yusha. Theoretical assessment of the effectiveness of application single-stage long-stroke piston compressors in refrigeration and hydrocarbon gas liquefaction systems	17
S. S. Busarov, K. A. Bakulin, R. E. Kobylskiy, I. S. Busarov. Prospects for creating modern piston compressors with increased performance	25
A. D. Vanyashov. Conditionally dynamic analysis of the centrifugal compressor operation in the aggregate recirculation line	32
G. I. Chernov, V. S. Evdokimov, A. M. Kalashnikov, V. I. Kabelskiy, A. O. Zhukov, V. A. Futin. Development of the mathematical model for heat recovery system for mobile compressor stations based on refrigeration machine	42
O. V. Vdovin, E. N. Slobodina, A. G. Mikhailov. The comparative analysis of theoretical models for predicting thermal conductivity of nanofluid	49

AVIATION AND ROCKET-SPACE ENGINEERING

A. A. Kishkin, Yu. N. Shevchenko, A. A. Zuev, D. A. Zhuikov. Computational and experimental study of swirling ring flow	57
D. B. Dobriza, E. V. Leun. Determination of damage to undeletable and deletable windows of promising penetrators from the impact of high-speed regolith particles during impact penetration into the soil of the Moon	69
I. D. Markanov, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov, A. O. Firsin. Determination of the optimal mode of FDM printing with composites to obtain the required design and technological parameters	78
A. O. Firsin, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov, I. D. Markanov. Design and manufacture of parts and assemblies of aerospace structures made of composite materials in conditions of additive manufacturing	86

MATERIAL SCIENCE AND PROCESSING TECHNOLOGY

A. A. Teploukhov, N. A. Semenyuk, A. E. Teryokhina, S. I. Motovilov, D. V. Skakun. The influence of surface modification on the morphological characteristics and microhardness of HVG steel	95
---	----

Scientific Article Submission Guidelines for the Journal Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering	7
--	----------

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ НАУЧНЫХ СТАТЕЙ

О содержании. Статья должна содержать только оригинальный материал, отражающий результаты исследований автора (авторов), не опубликованный ранее и не направленный для рассмотрения в другие издания.

О рассмотрении поступивших материалов. На первом этапе все научные статьи проходят обязательную проверку на наличие заимствований. Материалы, содержащие менее 70 % уникального текста и не соответствующие действующим требованиям оформления статей, возвращаются автору (авторам). Статьи, прошедшие проверку на уникальность текста и соответствие тематике научных направлений журнала, редакция направляет на рецензирование. Высказанные замечания передаются автору (авторам). После доработки материалы вновь рассматривают рецензенты, после чего принимается решение о направлении в печать.

Об оформлении. Статью необходимо набрать в текстовом редакторе Word (с расширением *.doc или *.docx) (шрифт — Times New Roman Cyr 14 пт, абзацный отступ — 0,5 см, межстрочный интервал — полуторный, **без переносов в словах**). Распечатать на бумаге форматом А4 (210×297 мм).

Оригинал должен быть чистым, не согнутым, без ручных правок. Страницы должны быть пронумерованы карандашом на обороте. Объем статьи — **16–18** страниц, включая рисунки и таблицы (без учета аннотации, ключевых слов, списка источников и сведений об авторах); при этом собственно текст — не менее **8–10** страниц.

Поля: сверху и снизу — по 2,5 см; слева и справа — по 2 см.

Заголовок. В верхнем левом углу листа проставляется УДК. Далее, по центру, печатается название статьи (**прописная буква только первая**). В названии статьи нельзя использовать аббревиатуры. Ниже — инициалы, фамилия автора (авторов), строкой ниже — полное название организации, далее через запятую — страна, почтовый индекс, город, название улицы, номер дома.

Ниже через строку помещаются текст аннотации и ключевые слова на русском языке.

Аннотация должна отражать основную тему статьи, её актуальность, цель и задачи исследования, а также его результаты. В аннотации автор (авторы) указывает, что нового несет в себе данная работа в сравнении с другими, родственными по тематике и целевому назначению. Рекомендуемый средний объем аннотации — от 500 печатных знаков.

Ключевые слова — 6–8 слов/словосочетаний, которые должны отражать специфику темы, субъект и результаты исследования. Следует избегать слов/словосочетаний общего характера. При подборе ключевых слов рекомендуется использовать термины и словосочетания, используемые в исследуемых областях.

Далее через строку помещают основной текст статьи.

Текст статьи должен быть структурирован и содержать следующие разделы: «Введение», «Постановка задачи», «Теория», «Результаты экспериментов», «Обсуждение результатов», «Выводы и заключение».

Раздел **«Введение»** включает актуальность темы исследования, обзор литературы по теме исследования (исходные гипотезы, если они существуют), объект исследования, постановку проблемы.

Постановка задачи должна вытекать из результатов обзора литературы и содержать сформулированную цель и перечень намеченных к решению задач.

В разделе **«Теория»** размещаются теоретический анализ и теоретические исследования.

Разделы **«Результаты экспериментов»** и **«Обсуждение результатов»** содержат соответственно фактические результаты исследования (текст, таблицы, графики, диаграм-

мы, уравнения, рисунки) и интерпретацию полученных результатов исследования.

В разделе **«Выводы и заключение»** содержатся краткие итоги разделов статьи без повторения формулировок, приведенных в них.

Строкой ниже размещаются, если есть, **Благодарности**.

Если в тексте есть **примечания**, то после основного текста, перед списком источников, набирается по центру заголовок «Примечания» и через строку помещаются тексты примечаний, пронумерованные числом в виде верхнего индекса (например, ¹⁾) в порядке ссылок по тексту. **Ссылка на примечание** в основном тексте оформляется числом в виде верхнего индекса с полужирным начертанием (например, ... модели¹⁾). Автоматическая нумерация примечаний не допускается.

Формулы. Простые внутривстрочные и однострочные формулы, не содержащие специальных символов (отсутствующих на клавиатуре), должны быть набраны символами с клавиатуры без использования специальных редакторов. Одиночные специальные символы, отсутствующие на клавиатуре, формулы, содержащие специальные символы, отсутствующие на клавиатуре, а также сложные и многострочные формулы должны быть целиком набраны в редакторе формул **Microsoft Equation 3.0** или **MathType**. Не допускается набор части формулы символами, а части — в редакторе формул. Если в тексте статьи формулы нумеруются, то эту нумерацию следует выполнять набором чисел. Автоматическая нумерация не допускается.

Список источников. Ниже основного текста печатается по центру заголовок «Список источников» и через строку помещается пронумерованный перечень источников в порядке ссылок по тексту в соответствии с действующими требованиями редакции к библиографическому описанию. В одном пункте перечня следует указывать только один источник информации.

Количество ссылок на источники информации — **не менее 15–20 источников**:

- обязательное цитирование современных работ (оценивается доля цитируемых публикаций, изданных по тематике статьи за последние 5 лет);

- наличие баланса между ссылками на отечественные и иностранные публикации (показывает, насколько автор (авторы) рукописи владеют современным состоянием проблемы в России и за рубежом);

- доля ссылок на статьи автора (авторов), изданных ранее, не должна превышать 20 % от общего количества ссылок.

Ссылки на источники информации нумеруются последовательно, по мере упоминания в тексте, и обозначаются числами, заключенными в квадратные скобки (например, [1]). Если ссылка на источник информации в статье упоминается неоднократно, то повторно в квадратных скобках указывается его номер из списка (без использования в списке источников следующего порядкового номера и ссылки «Там же»). В случае, когда ссылаются на различные материалы из одного источника, в квадратных скобках указывают каждый раз еще и номер страницы, например, [1, с. 17] или [1, с. 28–29].

Таблицы помещаются на новой странице после **списка источников**. Нумерация таблиц производится в порядке ссылок по тексту. Нумерационный заголовок таблицы набирается шрифтом с полужирным начертанием с выравниванием по левому краю.

Названия таблиц приводятся одновременно на русском и английском языках:

Таблица 1. Название на русском языке
Table 1. Title of the table in English

Ссылка на таблицу в основном тексте оформляется шрифтом с полужирным начертанием в скобках — например, **(табл. 1)**.

Допускается не более **8–10 таблиц**.

Рисунки последовательно размещаются на новой странице после таблиц (или **списка источников**). Нумерация рисунков производится в порядке ссылок по тексту. Нумерационный заголовок набирается шрифтом с полужирным начертанием с выравниванием по центру рисунка.

Названия рисунков приводятся одновременно на русском и английском языках:

Рис. 1. Название на русском языке
Fig. 1. Title of the figure in English

Ссылка на рисунок в основном тексте оформляется шрифтом с полужирным начертанием и в скобках — например, **(рис. 1)**. Рисунки могут быть сканированными с оригинала (с разрешением 150–300 dpi) или выполнены средствами компьютерной графики и сохранены в форматах JPEG, BMP, PSD. Объем файла рисунка не должен превышать **3 Мб**. Использование графики в формате MS Visio, различных CAD и других программ не допускается. Рисунки должны быть четкими. Все позиции на рисунке должны быть расшифрованы и описаны. Легенда рисунка должна быть легко читаемой, шрифт не менее 8–9 пт. Допускается, а в случае с иллюстрациями большого объема (файла) приветствуется, размещение рисунков в отдельном файле электронной версии. Название рисунка ставится непосредственно под рисунком и не должно включаться в формат рисунка.

Допускается не более **8–10 рисунков**.

На последней странице указать следующие **сведения об авторе (авторах)**: фамилию, имя, отчество; ученую степень, ученое звание, должность, место работы, номер телефона (не публикуется); адрес для переписки; для иногородних авторов — почтовый адрес, на который отправляется журнал в случае публикации их статьи; SPIN-код, AuthorID (РИНЦ), ORCID, AuthorID (SCOPUS), ResearcherID.

На отдельной странице размещается англоязычная часть статьи.

В верхнем левом углу листа **на английском языке** проставляется UDC (УДК). Далее, по центру, печатается название статьи (**прописная буква только первая**) на английском языке.

Ниже на английском языке — инициалы, фамилия автора (авторов), строкой ниже — полное название организации, далее через запятую — страна, город, название улицы, номер дома, почтовый индекс.

Строкой ниже — **аннотация и ключевые слова**.

Аннотация должна быть информативной, отражать основное содержание статьи и результаты исследования.

Объем 150–250 слов. Не должна быть дословным переводом русской версии.

Keywords (Ключевые слова) располагают под аннотацией — 6–8 слов/словосочетаний. Должны отражать специфику темы, субъект и результаты исследования. Следует избегать слов/словосочетаний общего характера. При подборе ключевых слов рекомендуется использовать термины и словосочетания, используемые в исследуемых областях.

Строкой ниже размещаются, если есть, **Acknowledgments** (Благодарности).

Строкой ниже размещается **список источников** на латинице, называемый **References** (применяется для описания только русскоязычных источников. Источники на иностранных языках указываются в соответствии с действующими требованиями редакции к библиографическому описанию).

Схема описания в References:

1. Авторы (Фамилия И. О.) — транслитерация.
2. Название статьи — транслитерация.
3. Название статьи на английском языке в **квадратных скобках**.
4. Название издания — транслитерация.
5. Название издания на английском языке.
6. Выходные данные: место издания, год, номер, страницы — на английском языке.
7. В конце ссылки в круглых скобках указать на английском языке язык оригинала источника, например, (In Russ.).

После **References** размещаются следующие **сведения об авторе (авторах) на английском языке**: фамилия, имя, отчество (транслитерация); ученая степень, ученое звание, должность, место работы, номер телефона (не публикуется); адрес для переписки; SPIN-код, AuthorID (РИНЦ), ORCID, AuthorID (SCOPUS), ResearcherID.

Для транслитерации использовать стандарт BGN (United States Board on Geographic Names) <http://www.translitteration.com/transliteration/en/russian/bgn-pcgn/>

В редакцию необходимо предоставить распечатанный вариант статьи (с личной подписью автора (авторов)) и электронную версию на любом из носителей или отправить по e-mail: **onv@omgtu.ru**.

Распечатанный вариант статьи, оригинал экспертного заключения о возможности открытого опубликования отправить по адресу: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11, ОмГТУ, редакция журнала «Омский научный вестник».

Тел. 8 (3812) 65-32-08, e-mail: **onv@omgtu.ru**

Стандарт **BGN** (United States Board on Geographic Names)
<http://www.translitteration.com/transliteration/en/russian/bgn-pcgn/>

А	Б	В	Г	Д	Е	Ё	Ж	З	И	Й	К	Л	М	Н	О	П	Р	С	Т	У	Ф	Х	Ц	Ч	Ш	Щ	Ъ	Ы	Ь	Э	Ю	Я
A	B	V	G	D	E, YE	E, YE	ZH	Z	I	Y	K	L	M	N	O	P	R	S	T	U	F	Kh	TS	CH	SH	SHCH	"	Y	'	E	YU	YA

SCIENTIFIC ARTICLE SUBMISSION GUIDELINES

About the content. The article should contain only original material reflecting the results of the author's research not previously published and not submitted to other publications.

On the review of the submitted materials. At the first stage all scientific articles undergo mandatory testing for borrowings. Articles containing less than 70 % of the unique text and violating publishing requirements are returned to the author (authors). Articles that have passed the verification of the uniqueness of the text and following the journal profile are sent for reviewing. The comments are transmitted to the author (authors). After the finalization, the reviewers analyze the materials again, after which the decision for publication is made.

Article format. The article should be typed in a text editor Word (with the extension *.doc or *.docx) (font — Times New Roman Cyr 14 pt, indentation — 0,5 cm, line spacing — one and a half **without hyphenation in words**). Print on paper in A4 format (210×297 mm). Pages should be numbered with a pencil on the back. The volume of the article is 16–18 pages, including figures and tables (excluding annotations, keywords, bibliographic list and information about authors); the text of the article should be at least 8–10 pages.

Margins: from above and from below — on 2,5 cm; left and right — 2 cm.

Header. In the upper left corner of the sheet the UDC is placed. Further, in the center, the title of the article is printed (**the capital letter is only the first**). The title of the article can not be abbreviated. Below there are initials, the author's (authors') surname, the line below — the full name of the organization, through the comma — country, city, street name, house number, postcode.

Below the line the text of the annotation and keywords in Russian are placed.

The **abstract** should reflect the main topic of the article, its relevance, purpose and objectives, as well as its results. In the annotation, the author (authors) indicates that the work is new in comparison with others related to the topic and purpose. The recommended average annotation volume is over 500 characters.

Keywords — 6–8 words/phrases, which should reflect the specifics of the topic, the subject and the results of the research. It is necessary to avoid common words and phrases. When selecting keywords, it is recommended to use terms and phrases used in the areas researched.

Next, the main text of the article is placed through the line.

The text of the article should be structured and contain the following sections: «Introduction», «Statement of the problem», «Theory», «Experimental results», «Discussion of experiments», «Conclusions».

If there are **notes** in the text, after the main text, before the Source list, the title «Notes» is typed in the center and the text of the notes, numbered in the form of an upper index (for example, ¹) in the order of the references in the text, is placed through the line. **The reference to the note** in the main text is bolded with a number in the form of an upper index (for example, ...models¹). Automatic numbering of the notes is not allowed.

The «**Introduction**» section includes the relevance of the research topic, a review of the literature on the research topic (the initial hypotheses, if they exist), the object of the study, the statement of the problem.

The **Statement of the problem** should follow from the results of the literature review and contain the formulated goal and a list of tasks to be solved.

The section «**Theory**» contains theoretical analysis and theoretical studies.

The sections «**Results of experiments**» and «**Discussion of results**» contain the actual results of the research (text, tables,

graphs, diagrams, equations, figures) and interpretation of the results of the research, respectively.

The section «**Conclusions**» contains brief summaries of the sections of the article without repeating the formulations given in them.

Formulas. Simple inline and single-line formulas that do not contain special characters (absent on the keyboard) must be typed with symbols from the keyboard without using special editors. Single special characters that are not present on the keyboard, formulas containing special characters that are not on the keyboard, and complex and multi-line formulas must be typed entirely in the **Microsoft Equation 3.0 or MathType** formula editor. It is not allowed to type part of the formula with symbols, and parts in the formula editor. If in the text of the article the formulas are numbered, then this numbering should be performed by a set of numbers. Automatic numbering is not allowed.

List of sources. Below the main text, the title «List of sources» is printed down the line and a numbered source list is placed through the line in the order of the text references in accordance with the current editorial requirements for the bibliographic description. Only one source of information should be indicated in one item of the list.

The text of the article should contain references to information sources (at least 15–20 sources).

— obligatory citation of modern works (the share of quoted publications published on the subject of the article is estimated over the past 5 years);

— the existence of a balance between references to domestic and foreign publications (shows how much the author (authors) of the manuscript know the current state of the problem in Russia and abroad);

— the share of links to the articles of the author (authors) published earlier should not exceed 20 % of the total number of references.

References to information sources are numbered sequentially, as far as they are mentioned in the text, and are denoted by numbers enclosed in square brackets (for example, [1]). If the reference to the source of information in the article is mentioned repeatedly, then its number from the list is repeated in square brackets (without using the next sequence number and the link «Ibid» in the Source list). In the case when they refer to different materials from the same source, the page number is also indicated in square brackets each time, for example, [1, p. 17] or [1, p. 28–29].

Tables are placed on a new page after the Source list. The numbering of tables is made in the order of the references in the text. The numbering header of the table is typed in a font with boldface, aligned to the left.

Table names are given simultaneously in Russian and English:

Table 1. Name in Russian
Table 1. Title of the table in English

The reference to the table in the main text is drawn in a font with boldface in parentheses — for example, (**Table 1**).

No more than **8–10 tables** are allowed.

Figures are sequentially placed on a new page after the tables (or the Source list). The numbering of figures is made in the order of the references in the text. The numbering header is typed in a font with boldface, aligned to the center of the picture.

The names of the figure are given simultaneously in Russian and English:

Fig. 1. Name in Russian
Fig. 1. Title of the figure in Russian

The reference to the figure in the main text is made in a font with boldface and in parentheses — for example, (**Fig. 1**). Figures can be scanned from the original (with a resolution

of 150–300 dpi) or executed by means of computer graphics and saved in the formats JPEG, TIFF, BMP, PSD. The file size of the figure should not exceed 3 MB. The use of graphics in MS Visio format, various CAD and other programs is not allowed. Figures should be clear. All positions in the figure must be decoded and described. The legend of the figure should be easy to read, the font is not less than 8–9 pt. It is allowed, and in the case of illustrations of a large volume (file), the placement of pictures in a separate electronic version file is welcome. The name of the figure is placed directly under the figure and should not be included in the format of the figure.

No more than **8–10 figures** are allowed.

On the last page indicate the following **information about the author (authors)**: surname, name, patronymic; academic degree, academic title, position, place of work, telephone number (not published); address for correspondence; for nonresident authors — the postal address to which the journal is sent in case of publication of their article; SPIN-code, AuthorID (RSCI), ORCID, AuthorID (SCOPUS), ResearcherID.

A separate page contains the English-language part of the article.

In the upper left corner of the sheet **in English**, the UDC is affixed. Further, in the center, the title of the article is printed (**the capital letter is only the first**) in English.

Below in English — initials, author (authors) surname, the line below — the full name of the organization, followed by a comma — country, city, street name, house number, post-code.

The line below is an **Abstract** and **Keywords**.

The **Abstract** should be informative, reflect the main content of the article and the results of the research. The volume is 150–250 words. It should not be a literal translation of the Russian version.

Keywords are placed under the annotation — 6–8 words/phrases, which should reflect the specifics of the topic, the subject and the results of the research. It is necessary to avoid

common words and phrases. When selecting keywords, it is recommended to use terms and phrases used in the areas researched.

The line below is, if any, **Acknowledgments**.

The line below is the **List of Sources** in Latin, called **References**.

Description of References:

1. Authors (Surname, Name, Second Name) — transliteration.
2. The title of the article is transliteration.
3. The title of the article in English in square brackets.
4. The title of the publication is transliteration.
5. Name of the publication in English.
6. Imprint: place of publication, year, number, pages — in English.
7. At the end of the link in parentheses, indicate the source language in English, for example, (In Russ.).

After **References** the following **information about the author (authors) in English** is placed: surname, name, patronymic; academic degree, academic title, position, place of work, telephone number (not published); address for correspondence; for nonresident authors — the postal address to which the journal is sent in case of publication of their article; SPIN-code, AuthorID (RSCI), ORCID, AuthorID (SCOPUS), ResearcherID.

For transliteration use the standard **BGN** (United States Board on Geographic Names) <http://www.transliteration.com/transliteration/en/russian/bgn-pcgn/>

It is necessary to submit a printed version of the article (with a personal signature of the author (authors)) and an electronic version of the article (send by e-mail: **onv@omgtu.ru**), the original expert conclusion on the possibility of open publication and author agreement.

Address: 644050, Omsk, Mira Ave., 11, Building 6, Office 424, OmSTU, the Editorial Board of the journal Omsk Scientific Bulletin.

Tel. +7(3812) 65-32-08, e-mail: onv@omgtu.ru

Standard **BGN** (United States Board on Geographic Names)
<http://www.transliteration.com/transliteration/en/russian/bgn-pcgn/>

А	Б	В	Г	Д	Е	Ё	Ж	З	И	Й	К	Л	М	Н	О	П	Р	С	Т	У	Ф	Х	Ц	Ч	Ш	Щ	Ъ	Ы	Ь	Э	Ю	Я
A	B	V	G	D	E	YE	ZH	Z	I	Y	K	L	M	N	O	P	R	S	T	U	F	KH	TS	CH	SH	SHCH	“	Y	‘	E	YU	YA

АНАЛИЗ ТЕПЛОВОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ РАДИАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ ЖИЗНЕОБЕСПЕЧЕНИЯ НА ОСНОВЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

В. И. Карагузов, А. В. Зиновьева

Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

Солнечная энергия считается возобновляемым, наиболее экологически чистым и безуглеродным видом энергии. Солнечные коллекторы являются одной из реализаций радиационных систем жизнеобеспечения. Их разработка требует достаточно большого количества исходных данных, таких как параметры помещений, требуемая в них температура, объем, теплоизоляция стен, полов и потолков, конструкции окон и дверей, ориентации по сторонам света, углы наклона скатов крыши и пр. Следующая группа факторов связана с местоположением объекта, широтой, высотой над уровнем моря, расстоянием до крупных водоемов, розой ветров и др. Третья группа связана собственно с погодой: количеством осадков, облачностью, температурой наружного воздуха и др., значительная часть из них, таких как туман, дымка, роса, тень от каждого облака, влияет на величину инсоляции, и все это невозможно заранее учесть.

Использование архивов погоды не позволяет в полной мере определить удельную тепловую производительность солнечных коллекторов, так как в архивах не отражается ни средняя, ни текущая инсоляция. Не зная величину реальной инсоляции и тепловые потери на солнечном коллекторе, невозможно определить тепловую производительность радиационной системы жизнеобеспечения за сутки, месяц, сезон или за год.

В данной работе рассматриваются экспериментальные и расчетные исследования радиационной системы жизнеобеспечения, проведенные в 2018–2022 гг.

Ключевые слова: радиационная система жизнеобеспечения, тепловой поток, теплоизоляция, возобновляемая энергия, радиационная система нагрева, кондиционирование воздуха.

Введение

Несмотря на определенные трудности, связанные с внедрением солнечной энергетики в целом ряде регионов нашей планеты, годовая продолжительность солнечных дней позволяет экономически эффективно эксплуатировать радиационные системы жизнеобеспечения на основе теплообменных аппаратов, называемых солнечными коллекторами. Особенно ценно использование солнечных коллекторов в регионах, где большое количество солнечных дней сочетается с суровыми климатическими условиями. В Российской Федерации таких регионов несколько, особенно совпадение этих условий характерно для юга Западной Сибири и Дальнего Востока. Кроме того, эти регионы характеризуются малой плотностью населения, недостаточным развитием коммуникаций, удаленностью части населения от источников энергообеспечения.

Использование солнечных коллекторов позволяет воспользоваться наиболее экологически чистым и возобновляемым безуглеродным видом энергии. Они представляют собой универсальные теплообменные аппараты, преобразовывающие инсоляцию Солнца в теплоту днем и тепловое излучение коллектором в небо ночью с целью генерации холодопроизводительности [1–5] для кондиционирования воздуха или хранения продуктов. Солнечные коллекторы могут обладать практи-

чески неограниченным ресурсом работы, высокой термодинамической эффективностью, просты в эксплуатации, не требуют высокотехнологичного оборудования для производства комплектующих радиационных систем жизнеобеспечения [6–9].

При проектировании радиационных систем жизнеобеспечения следует учитывать такие параметры помещений, как требуемая в них температура, их объем, теплоизоляция стен, полов и потолков, конструкции окон и дверей, ориентации по сторонам света, углы наклона скатов крыши и пр. Следующая группа факторов связана с местоположением объекта, географической широтой, высотой над уровнем моря, расстоянием до крупных водоемов, розой ветров и др. Третья группа связана собственно с погодой: облачность, осадки, температура наружного воздуха и др., значительная часть из них, таких как туман, дымка, роса, тень от каждого облака, влияет на величину инсоляции и все это невозможно заранее учесть.

Использование архивов погоды не позволяет в полной мере определить удельную тепловую производительность солнечных коллекторов, так как в архивах не отражается ни средняя, ни текущая инсоляция. Не зная величину реальной (а не расчетной по астрономическим зависимостям) инсоляции и тепловые потери на солнечном коллекторе, невозможно определить тепловую производительность за сутки, месяц, сезон или за год.

Создание баз данных по работе радиационных систем жизнеобеспечения может оказать большую помощь при их проектировании, тем более при сопоставлении этих баз с архивами погоды. При этом возникает вопрос о величине этих баз по времени, так как погода изменяется год от года.

Представляет интерес возможность применения архивных баз данных погоды для определения параметров, в первую очередь тепловой производительности радиационных систем жизнеобеспечения. При этом следует решить следующие задачи. Первая заключается в том, что метеостанции, поставляющие данные для архивов погоды, расположены неравномерно и достаточно далеко друг от друга. Поэтому необходимо выбрать одну или несколько наименее удаленных или сходных по природным условиям к месторасположению объекта размещения радиационной системы жизнеобеспечения.

Вторая задача заключается в создании экспериментального стенда, имитирующего реальную радиационную систему жизнеобеспечения, который позволяет экспериментально измерять тепловую производительность в светлое время суток и холодопроизводительность в темное.

Третья задача — провести экспериментально-расчетные исследования производительности радиационной системы жизнеобеспечения длительностью в несколько лет для оценки разброса параметров в зависимости от годов, сезонов, месяцев и погодных условий. Четвертая задача — провести сравнительный анализ различных погодных и сезонных факторов и влияние их на тепловую производительность. В результате следует выяснить, какие данные из архивов погоды можно принимать за исходные для проектирования радиационных систем жизнеобеспечения.

В данной статье будет рассмотрен только один режим работы радиационной системы жизнеобеспечения, который обеспечивает теплотой объекты для отопления и горячего водоснабжения. Второй режим работы — холодоснабжение — будет рассмотрен в позднее.

Для проведения сравнительного анализа тепловой производительности радиационной системы жизнеобеспечения были проведены экспериментальные исследования на стенде [10–13].

Вторая задача — создание экспериментального стенда, имитирующего реальную радиационную систему жизнеобеспечения, схема которого приведена на рис. 1. Его измерительная ячейка размещена на южном скате пологой крыши одноэтажного строения с уклоном 15° относительно горизонта на юге Западной Сибири с координатами 54°28'39.0"N 74°21'54.6"E на значительном удалении от городов.

Температура окружающей среды измерялась при помощи термопары типа К и размещена на подложке из алюминиевой фольги, от излучения Солнца экранирована отражающим экраном. Ячейки I и II выполнены из черной медной трубы с площадью теплообменной поверхности 0,02 м² и прозрачной стеклянной трубы с воздушной теплоизоляцией между ними. Температура медных черных труб измерялась при помощи термопар типа К в воздушном зазоре между медной и стеклянной трубами. Ячейки выполнены одинаковыми для контроля их работоспособности и дублирования данных на случай выхода из строя одной из них. Ориента-

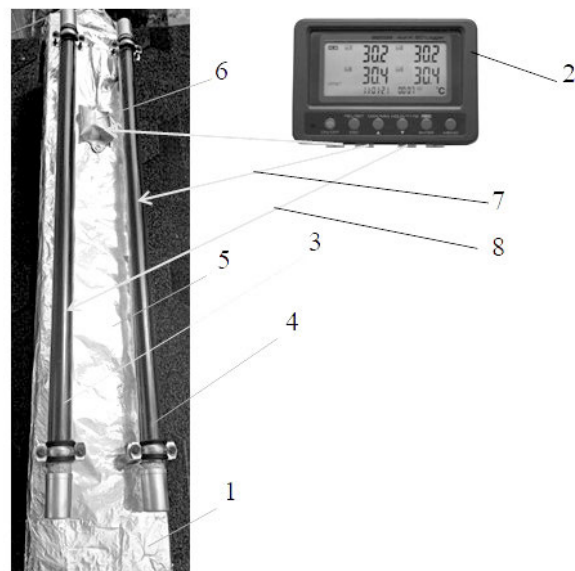


Рис. 1. Схема экспериментального стенда:
1 — измерительный модуль; 2 — четырехканальный логгер 88598; 3 — ячейка I — медная труба с воздушной теплоизоляцией; 4 — ячейка II (дублирующая) — медная труба с воздушной теплоизоляцией; 5 — подложка из алюминиевой фольги; 6 — термопара t_{oc} ; 7 — термопара t_2 ; 8 — термопара t_3
Fig. 1. Scheme of experimental stand: 1 — measuring module; 2 — four-channel logger 88598; 3 — cell I — copper pipe with air thermal insulation; 4 — cell II (duplicate) — copper pipe with air thermal insulation; 5 — aluminum foil backing; 6 — thermocouple t_{oc} ; 7 — thermocouple t_2 ; 8 — thermocouple t_3

ция измерительной ячейки — медной трубы — восток-запад, излучающая поверхность ориентирована юг-вертикаль минус 15° — север.

Роль вторичного измерительного прибора выполнял четырехканальный логгер 88598, который измерял и записывал в энергонезависимую память температуры медных труб в ячейках I и II, а также температуру окружающей среды. Интервал между измерениями составлял 5 мин. Электропитание экспериментального стенда осуществлялось от сети переменного тока 220 В и имело резервное электропитание от щелочных батарей. Экспериментальный стенд функционировал без обслуживания и надзора по несколько месяцев подряд.

Методы исследования

Первая задача — выбор локации метеостанции — была решена путем определения наиболее близкого по природным условиям из четырех примерно равноудаленных метеостанций. Выбор был сделан на метеостанцию в рабочем поселке Черлак (Омская область, Россия), находящийся на расстоянии около 40 км на юго-восток от точки измерений. Этот поселок, так же как место локации измерительного стенда, находится на берегу реки Иртыш. Местоположение метеостанции Черлак: широта 54,17, долгота 74,80, высота над уровнем моря 115 м.

По многолетним данным солнечных дней наблюдается в данной местности от 220 до 300 в году.

В данной работе приводятся экспериментальные и расчетные исследования работы системы в режиме солнечного коллектора в весенне-летне-осенний период в 2018–2022 годах. Сравнительный анализ проводился для сентября 2019 г. и 2020 г. по двум

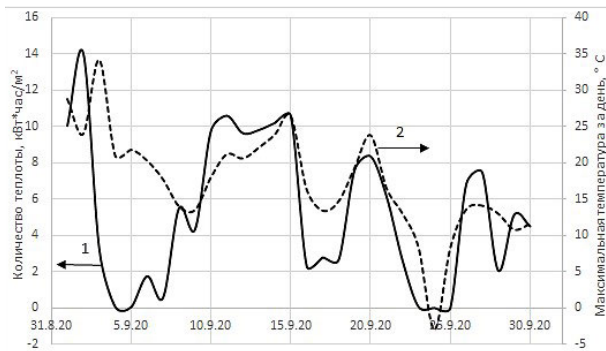


Рис. 2. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с максимальной ежедневной температурой воздуха 2

Fig. 2. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2020, compared to the maximum daily air temperature 2

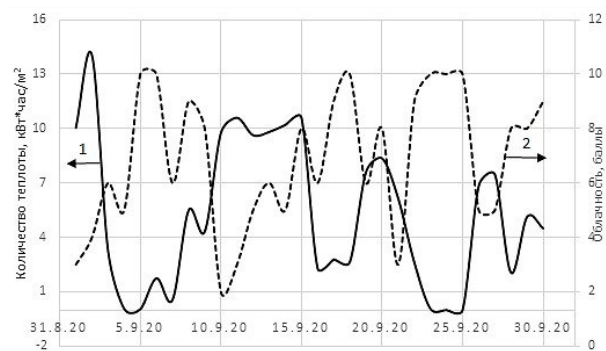


Рис. 3. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с облачностью 2 (в баллах)

Fig. 3. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2020, compared to cloudiness 2 (in points)

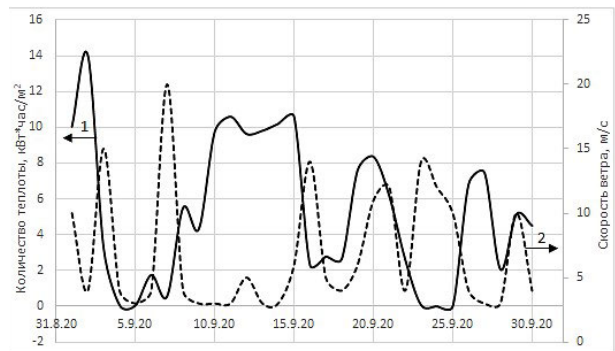


Рис. 4. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с максимальной скоростью ветра 2 за день

Fig. 4. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2020, compared to the maximum wind speed 2 per day

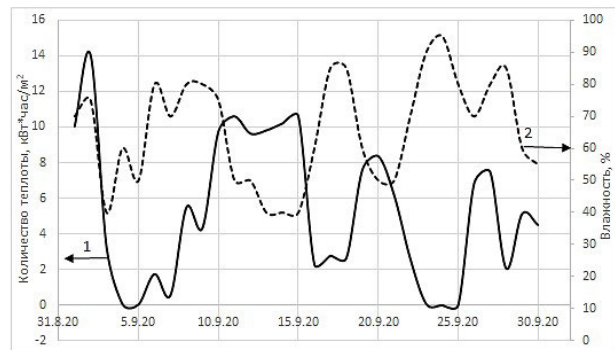


Рис. 5. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с максимальной влажностью 2 атмосферного воздуха за день

Fig. 5. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2020, compared with the maximum humidity 2 of atmospheric air per day

причинам: в сентябре погода нестабильна не только по дням, но и по годам; а также из-за пусконаладочных работ на экспериментальном стенде отсутствуют данные по радиационной системе жизнеобеспечения за сентябрь 2018 г., и следует попытаться теоретически восполнить недостающие эксперименты. Базы архивов погоды брались из сайта «Погода и климат» [14].

На рис. 2 приведены результаты экспериментальных измерений количества удельной теплоты, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с максимальной ежедневной температурой воздуха. Так же как и в предыдущих исследованиях [6], учитывалось время, при котором система обогрева выдавала на выходе температуру больше 19° , принимавшаяся как минимальная по нормам для жилых помещений. Фактическая температура в помещениях будет выше, так как в них присутствуют источники тепловыделений, таких как люди и бытовая техника.

Рис. 2 достаточно хорошо показывает качественное соответствие тепловой производительности и максимальной ежедневной температуры воздуха. В большей части графика чем выше максимальная ежедневная температура воздуха, тем выше тепловая производительность. Наибольшие отличия наблюдаются в начале и в конце месяца. Если посмотреть на рис. 3, на котором показано срав-

нение количества теплоты, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г. в сравнении облачностью (в баллах), то станут понятны несоответствия, так как в начале и конце месяца наблюдалась максимальная облачность 10 баллов.

Из рис. 3 видно, что чем плотнее облачность, тем меньше тепловая производительность солнечного коллектора. Анализ показал, что сравнение по облачности имеет меньшее расхождение с тепловой производительностью, чем по максимальной дневной температуре.

На рис. 4 показано количество теплоты, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г. в сравнении с максимальной скоростью ветра за день. На этом рисунке также видно некоторое соответствие тепловой производительности и скорости ветра. Так как это соответствие то прямое, то обратное, причем примерно в равном соотношении, то принять этот критерий за надежный или хотя бы за применимый не представляется возможным.

Четвертый погодный параметр, который может влиять на работу солнечного коллектора, — это влажность атмосферного воздуха.

На рис. 5 показано количество теплоты, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2020 г., в сравнении с мак-

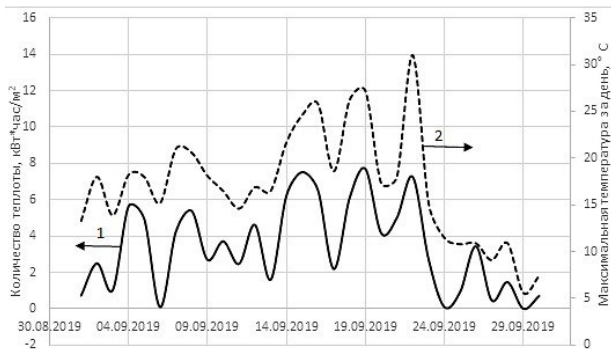


Рис. 6. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2019 г., в сравнении с максимальной ежедневной температурой воздуха 2

Fig. 6. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2019, compared to the maximum daily air temperature 2

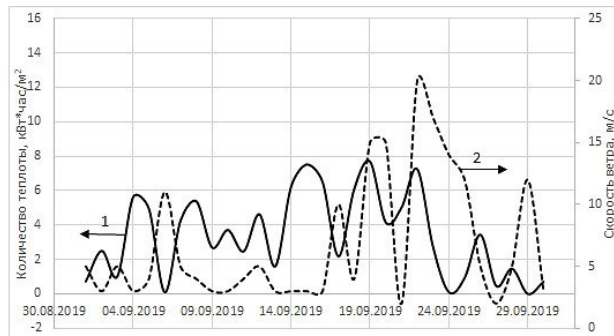


Рис. 8. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2019 г., в сравнении с максимальной скоростью ветра 2 за день

Fig. 8. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2019, compared to the maximum wind speed 2 per day

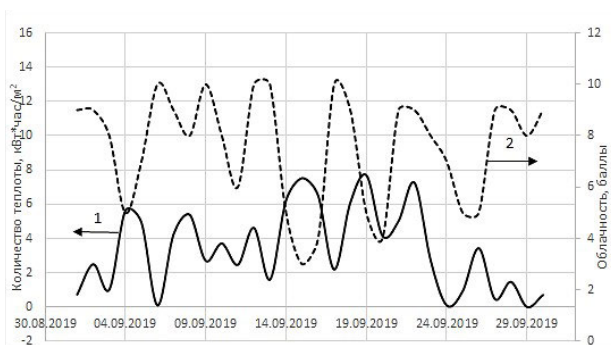


Рис. 7. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2019 г., в сравнении с облачностью 2 (в баллах)

Fig. 7. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2019, compared to cloudiness 2 (in points)

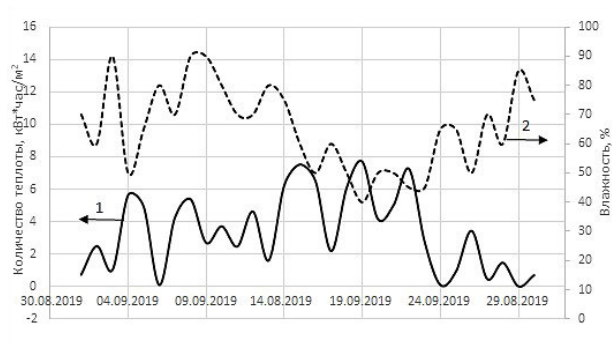


Рис. 9. Количество теплоты 1, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2019 г., в сравнении с максимальной влажностью 2 атмосферного воздуха за день

Fig. 9. The amount of heat 1 received from one square meter of solar collector in September 2019, compared with the maximum humidity 2 of atmospheric air per day

симальной влажностью атмосферного воздуха за день. Влияние влажности атмосферного воздуха на производительность солнечного коллектора схоже с влиянием облачности, в большинстве случаев при повышении влажности производительность солнечного коллектора падает и наоборот. Это связано с тем, что влажный воздух менее прозрачен для инфракрасного излучения, которое вносит основной вклад в нагрев солнечного коллектора. При использовании влажности как критерия вблизи крупных рек может приводить к погрешностям, связанным с расстоянием измерительных приборов от уреза воды крупной реки или другого водоема, направления и скорости ветра, а также от наличия и интенсивности осадков.

При проведении сравнительного анализа удельной тепловой производительности не учитывались осадки, так как расстояние между экспериментальным стендом и метеостанцией составляло около 40 километров, что при кратковременных осадках не совпадало для этих двух локаций.

На рис. 6–9 показаны графики, аналогичные четверем предыдущим, но для сентября 2019 года.

Результаты и обсуждение

Одним из результатов сравнительного анализа появилась возможность методами линейных интер-

поляции и экстраполяции получить недостающие экспериментальные данные по удельной тепловой производительности солнечного коллектора. За исходные были взяты экспериментально-расчетные данные за сентябрь 2019 года и за сентябрь 2020 года. Результаты показаны на рис. 10–13.

Как видно из результатов, полученная кривая достаточно хорошо коррелирует с линиями максимальной ежедневной температуры воздуха и облачности, как это наблюдалось в 2019–2020 годах. Эти погодные характеристики могут быть взяты как критерии для расчетов солнечных коллекторов.

Максимальная скорость ветра и влажность атмосферного воздуха не подходят в качестве критериев при расчетах тепловой производительности солнечных коллекторов, но по возможности эти атмосферные параметры следует учитывать из-за их влияния на прозрачность атмосферы и потери в солнечных коллекторах из-за условий теплообмена с атмосферным воздухом.

Результаты обработки экспериментальных данных по определению количества теплоты, полученного с одного квадратного метра солнечного коллектора с накоплением в течение месяца, за период 2018–2022 годов, показаны на рис. 14.

Возможен еще один способ оценки характеристик солнечных коллекторов — по среднемесячным температурам атмосферного воздуха, которые так-

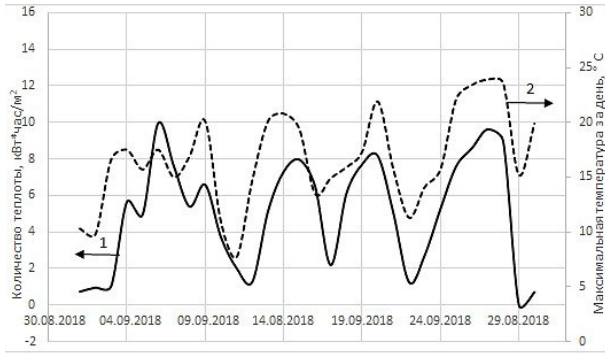


Рис. 10. Количество теплоты 1 (экстраполяция), полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2018 г., в сравнении с максимальной ежедневной температурой воздуха 2
 Fig. 10. The amount of heat 1 (extrapolation) obtained from one square meter of solar collector in September 2018, compared to the maximum daily air temperature 2

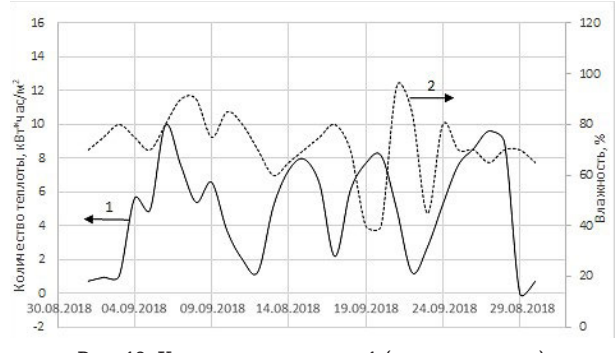


Рис. 13. Количество теплоты 1 (экстраполяция), полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2018 г., в сравнении с максимальной влажностью 2 атмосферного воздуха за день
 Fig. 13. The amount of heat 1 (extrapolation) received from one square meter of solar collector in September 2018, compared with the maximum humidity 2 of atmospheric air per day

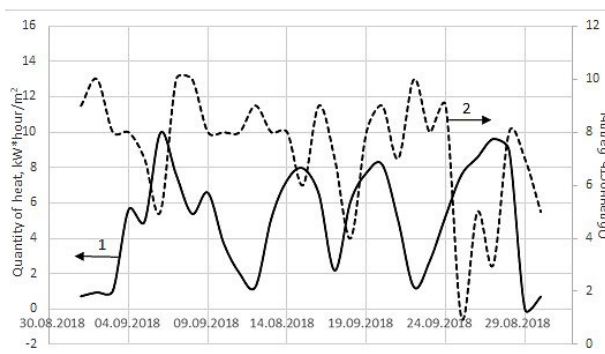


Рис. 11. Количество теплоты 1 (экстраполяция), полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2018 г., в сравнении с облачностью 2 (в баллах)
 Fig. 11. The amount of heat 1 (extrapolation) received from one square meter of solar collector in September 2018, compared to cloudiness 2 (in points)

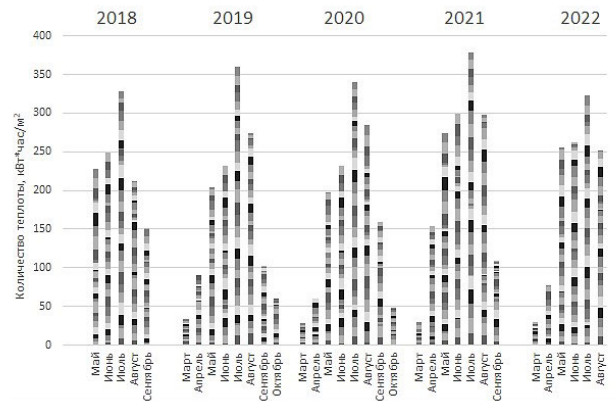


Рис. 14. Количество теплоты с накоплением за месяц, полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора за период с 2018 г. по 2022 г.
 Fig. 14. The amount of accumulated heat per month received from one square meter of solar collector for the period from 2018 to 2022

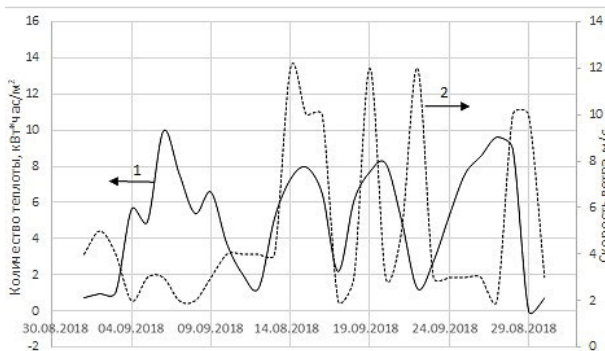


Рис. 12. Количество теплоты 1 (экстраполяция), полученное с одного квадратного метра солнечного коллектора в сентябре 2018 г., в сравнении с максимальной скоростью ветра 2 за день
 Fig. 12. The amount of heat 1 (extrapolation) received from one square meter of solar collector in September 2018, compared to the maximum wind speed 2 per day

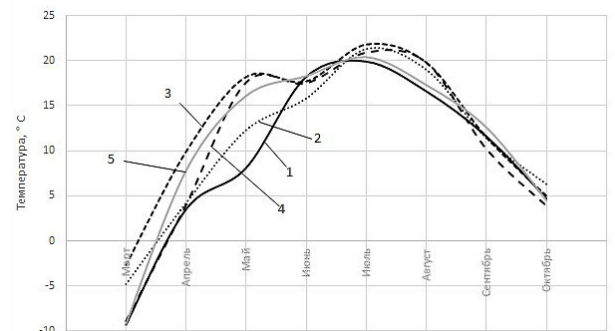


Рис. 15. Средние месячные температуры атмосферного воздуха в Черлаке из архива погоды: 1 — 2018 г.; 2 — 2019 г.; 3 — 2020 г.; 4 — 2021 г.; 5 — 2022 г.
 Fig. 15. Average monthly atmospheric air temperatures in Chelak from the weather archive: 1 — 2018; 2 — 2019; 3 — 2020; 4 — 2021; 5 — 2022

же размещаются в базах архивов погоды. На рис. 15 показаны средние месячные температуры атмосферного воздуха в Черлаке из архива погоды [14]. Для наглядности показаны те же годы и месяцы, что и на рис. 14. Если рассматривать кривые качественно, то следует отметить несоответствие характера

кривых 2020 г. и 2021 г. на рис. 14 и 15, особенно для мая и июня.

Вторая трудность этого подхода заключается в том, что эти данные не показывают, сколько дней за месяц солнечный коллектор сможет работать в режиме обогрева.

Экспериментально-расчетный сравнительный анализ показал, что, несмотря на заметное различие погодных условий в 2018–2022 годах, месячная тепловая производительность в большинстве случаев отличается незначительно. Максимальное отличие (около 50 %) тепловой производительности наблюдалось в сентябре 2020 года, что определялось более теплой погодой.

Результаты проведенных работ показали, что в качестве критериев для исходных данных при проектировании радиационных систем жизнеобеспечения можно использовать максимальную ежедневную температуру атмосферного воздуха и плотность облаков. Скорость ветра и влажность атмосферного воздуха брать за основу расчетов солнечных коллекторов нецелесообразно, но следует учитывать их влияние на условия теплообмена и на инфракрасную прозрачность атмосферы.

Методами линейной экстраполяции и интерполяции возможно получение недостающих экспериментальных данных.

При данном анализе для наглядности рассматривалось только автономное использование солнечных коллекторов без других источников обогрева. При анализе результатов по тепловой производительности солнечных коллекторов не учитывались технические потери, так как они зависят от конкретной реализации системы жизнеобеспечения, от качества теплоизоляции коммуникаций, тепловых аккумуляторов, помещений, розы ветров и пр.

Используя общедоступные архивы погоды, следует помнить, что в них используются on-line данные и литературные источники. Некоторые сайты с архивами погоды копируют их с других сайтов без должной верификации. Для получения достоверных результатов следует сравнивать архивы из нескольких источников.

Список источников

1. Marif Y., Chiba Y., Belhadj M. M. [et al.]. A clear sky irradiation assessment using a modified Algerian solar atlas model in Adrar city // *Energy Reports*. 2018. Vol. 4. P. 84–90. DOI: 10.1016/j.egy.2017.09.002.
2. Qiu G., Ma Y., Song W. [et al.]. Comparative study on solar flat-plate collectors coupled with three types of reflectors not requiring solar tracking for space heating // *Renewable Energy*. 2021. Vol. 169. P. 104–116. DOI: 10.1016/j.renene.2020.12.134.
3. Karagusov V. I., Pogulyaev I. N. Average Daily Cooling Performance of the Radiation Cooling System in the Summer Period // *AIP Conference Proceedings*. 2019. Vol. 2141. P. 030040. DOI: 10.1063/1.5122090.
4. Heo S. Y., Lee J. G., Song Y. M. Heat-shedding with photonic structures: radiative cooling and its potential // *Journal of Materials Chemistry*. 2022. Vol. 10 (27). P. 9915–9937. DOI: 10.1039/D2TC00318J.
5. Shanhui F., Li W. Photonics and thermodynamics concepts in radiative cooling // *Nature Photonics*. 2022. Vol. 16 (3). P. 182–190. DOI: 10.1038/s41566-021-00921-9.
6. Chen Z., Zhu L., Raman A. [et al.]. Radiative cooling to deep sub-freezing temperatures through a 24-h day–night cycle // *Nature Communications*. 2016. Vol. 7. P. 13729. DOI: 10.1038/ncomms13729.

7. Tsoy A. P., Granovskiy A. S., Baranenko A. V. [et al.]. Effectiveness of a night radiative cooling system in different geographical latitudes // *AIP Conference Proceedings*. 2017. Vol. 1876. P. 020060. DOI: 10.1063/1.4998880.

8. Enderlin A. R. Radiative Cooling to the Night Sky: Theses // *Chemical Engineering Undergraduate Honors*. 2015. URL: <https://scholarworks.uark.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=1061&context=cheguht> (дата обращения: 15.12.2022).

9. Hashim W. M., Shomran A. T., Jurmut H. A. [et al.]. Case study on solar water heating for flat plate collector // *Case Studies in Thermal Engineering*. 2018. Vol. 12. P. 666–671. DOI: 10.1016/j.csite.2018.09.002.

10. Karagusov V. I. Functioning of the Radiation Life — Support System in the Spring Period // *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2285. P. 030044. DOI: 10.1063/5.0029930. EDN: JZEMGP.

11. Карагусов В. И. Экспериментально-расчетные исследования радиационных панелей системы жизнеобеспечения // *Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение*. 2021. Т. 5, № 1. С. 28–33. DOI: 10.25206/2588-0373-2021-5-1-28-33. EDN: EYVKSF.

12. Karagusov V. I. Functioning of the Radiation Life — Support System in the Spring Period // *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2285. P. 030044. DOI: 10.1063/5.0029930. EDN: JZEMGP.

13. Карагусов В. И., Колпаков И. С., Немыкин В. А., Погуляев И. Н. Экспериментальное исследование радиационной системы жизнеобеспечения с вакуумной и воздушной теплоизоляцией // *Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение*. 2017. Т. 2, № 1. С. 26–32. DOI: 10.25206/2588-0373-2018-2-1-26-32. EDN: XMRQMH.

14. Погода и климат. URL: <http://www.pogodaiklimat.ru/> (дата обращения: 25.12.2023).

КАРАГУСОВ Владимир Иванович, доктор технических наук, старший научный сотрудник (Россия), профессор кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск. SPIN-код: 7624-3122

AuthorID (РИНЦ): 176942

ORCID: 0000-0002-7268-649X

Адрес для переписки: karvi@mail.ru

ЗИНОВЬЕВА Анастасия Владимировна, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск. SPIN-код: 6823-1344

AuthorID (РИНЦ): 176944

AuthorID (SCOPUS): 57397184100

Для цитирования

Карагусов В. И., Зиновьева А. В. Анализ тепловой производительности радиационной системы жизнеобеспечения на основе экспериментальных данных // *Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение*. 2024. Т. 8, № 1. С. 9–16. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-9-16.

Статья поступила в редакцию 30.01.2024 г.

© В. И. Карагусов, А. В. Зиновьева

THE ANALYSIS OF THERMAL PERFORMANCE OF RADIATION LIFE SUPPORT SYSTEM BASED ON EXPERIMENTAL DATA

V. I. Karagusov, A. V. Zinovieva

Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

Solar energy is considered a renewable, most environmentally friendly and carbon-free form of energy. Solar collectors are one of the implementations of radiation life support systems. Their development requires a fairly large amount of initial data, such as the parameters of the premises, the required temperature, volume, thermal insulation of walls, floors and ceilings, the design of windows and doors, orientation to the cardinal points, the angles of inclination of the roof slopes, etc. The next group of factors is related to the location object, latitude, altitude above sea level, distance to large bodies of water, wind rose, etc. The third group is related to the weather itself: precipitation, cloudiness, outside air temperature, etc., a significant part of them, such as fog, haze, dew, shadow from each cloud affects the amount of insolation and all this cannot be taken into account in advance.

The use of weather archives does not allow us to fully determine the specific thermal performance of solar collectors, since neither the average nor the current insolation is reflected in the archives. Without knowing the amount of real insolation and heat losses on the solar collector, it is impossible to determine the thermal performance of the radiation life support system per day, month, season or year.

This paper discusses experimental and computational studies of the radiation life support system carried out in 2018–2022.

Keywords: radiation life-support systems, heat flow, heat insulation, renewable energy, radiation heating systems, air conditioning.

References

1. Marif Y., Chiba Y., Belhadj M. M. [et al.]. A clear sky irradiation assessment using a modified Algerian solar atlas model in Adrar city // *Energy Reports*. 2018. Vol. 4. P. 84–90. DOI: 10.1016/j.egy.2017.09.002. (In Engl.).
2. Qiu G., Ma Y., Song W. [et al.]. Comparative study on solar flat-plate collectors coupled with three types of reflectors not requiring solar tracking for space heating // *Renewable Energy*. 2021. Vol. 169. P. 104–116. DOI: 10.1016/j.renene.2020.12.134. (In Engl.).
3. Karagusov V. I., Pogulyaev I. N. Average Daily Cooling Performance of the Radiation Cooling System in the Summer Period // *AIP Conference Proceedings*. 2019. Vol. 2141. P. 030040. DOI: 10.1063/1.5122090. (In Engl.).
4. Heo S. Y., Lee J. G., Song Y. M. Heat-shedding with photonic structures: radiative cooling and its potential // *Journal of Materials Chemistry*. 2022. Vol. 10 (27). P. 9915–9937. DOI: 10.1039/D2TC00318J. (In Engl.).
5. Shanhui F., Li W. Photonics and thermodynamics concepts in radiative cooling // *Nature Photonics*. 2022. Vol. 16 (3). P. 182–190. DOI: 10.1038/s41566-021-00921-9. (In Engl.).
6. Chen Z., Zhu L., Raman A. [et al.]. Radiative cooling to deep sub-freezing temperatures through a 24-h day–night cycle // *Nature Communications*. 2016. Vol. 7. P. 13729. DOI: 10.1038/ncomms13729. (In Engl.).
7. Tsoy A. P., Granovskiy A. S., Baranenko A. V. [et al.]. Effectiveness of a night radiative cooling system in different geographical latitudes // *AIP Conference Proceedings*. 2017. Vol. 1876. P. 020060. DOI: 10.1063/1.4998880. (In Engl.).
8. Enderlin A. R. Radiative Cooling to the Night Sky: Theses // *Chemical Engineering Undergraduate Honors*. 2015. URL: <https://scholarworks.uark.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=1061&context=cheuht> (accessed: 15.12.2022). (In Engl.).
9. Hashim W. M., Shomran A. T., Jurmut H. A. [et al.]. Case study on solar water heating for flat plate collector // *Case Studies in Thermal Engineering*. 2018. Vol. 12. P. 666–671. DOI: 10.1016/j.csite.2018.09.002. (In Engl.).
10. Karagusov V. I. Functioning of the Radiation Life — Support System in the Spring Period // *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2285. P. 030044. DOI: 10.1063/5.0029930. EDN: JZEMGP. (In Engl.).
11. Karagusov V. I. Eksperimental'no-raschetnyye issledovaniya radiatsionnykh paneley sistemy zhizneobespecheniya [Experimental and computational studies of radiation panels of life support system] // *Omskiy nauchnyy vestnik. Ser. Aviatzionno-raketnoye i energeticheskoye mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2021. Vol. 5, no. 1. P. 28–33. DOI: 10.25206/2588-0373-2021-5-1-28-33. (In Russ.).
12. Karagusov V. I. Functioning of the Radiation Life — Support System in the Spring Period // *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2285. P. 030044. DOI: 10.1063/5.0029930. EDN: JZEMGP. (In Engl.).
13. Karagusov V. I., Kolpakov I. S., Nemykin V. A., Pogulyayev I. N. Eksperimental'noye issledovaniye radiatsionnoy sistemy zhizneobespecheniya s vakuumnoy i vozduшной teploizolyatsiyey [Experimental investigation of radiation life support system with vacuum and air heat insulation] // *Omskiy nauchnyy vestnik. Ser. Aviatzionno-raketnoye i energeticheskoye mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2017. Vol. 2, no. 1. P. 26–32. DOI: 10.25206/2588-0373-2018-2-1-26-32. EDN: XMRQMH. (In Russ.).

14. Pogoda i klimat [Weather and climate]. URL: <http://www.pogodaiklimat.ru/> (accessed: 25.12.2023). (In Russ.).

KARAGUSOV Vladimir Ivanovich, Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher, Professor of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 7624-3122

AuthorID (RSCI): 176942

ORCID: 0000-0002-7268-649X

Correspondence address: karvi@mail.ru

ZINOVIEVA Anastasia Vladimirovna, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate

Professor of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 6823-1344

AuthorID (RSCI): 176944

AuthorID (SCOPUS): 57397184100

For citations

Karagusov V. I., Zinovieva A. V. The analysis of thermal performance of radiation life support system based on experimental data // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-rocket and power engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 9–16. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-9-16.

Received January 30, 2024.

© V. I. Karagusov, A. V. Zinovieva

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ОДНОСТУПЕНЧАТЫХ ДЛИННОХОДОВЫХ ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРОВ В ХОЛОДИЛЬНОЙ ТЕХНИКЕ И СИСТЕМАХ СЖИЖЕНИЯ УГЛЕВОДОРОДОВ

В. Л. Юша

ОАО «Сибнефтетранспроект»,
Россия, 644042, г. Омск, ул. Иртышская набережная, 11, корп. 1

Представлен анализ основных современных технологий получения низких температур и ожижения углеводородов с использованием компрессорного оборудования и приведены наиболее значимые результаты исследований в области малорасходных компрессоров на базе тихоходных длинноходовых поршневых ступеней. Представлена методика расчета идеального парокомпрессионного холодильного цикла, адаптированная к рассматриваемому объекту с учетом возможности реализации квазиизотермического сжатия. Выполнен сравнительный расчетный анализ температурных режимов и термодинамической эффективности двухступенчатого холодильного цикла и одноступенчатых холодильных циклов при адиабатном и квазиизотермическом процессах сжатия в диапазоне температур кипения 278 К ... 198 К. Показано, что по величине температуры нагнетания и холодильного коэффициента одноступенчатая парокомпрессионная аммиачная холодильная машина на базе тихоходной квазиизотермической ступени сравнима с аналогичной двухступенчатой машиной на базе адиабатных ступеней. Это позволяет, применительно к действительным объектам — малым холодильным машинам и установкам, прогнозировать как энергетические, так и технические преимущества применения одноступенчатой схемы на базе тихоходных длинноходовых поршневых компрессоров. Кроме этого, показано, что эффективное применение такого компрессора возможно и в системах ожижения углеводородов, при этом обеспечиваются их безопасные температурные режимы в широком диапазоне атмосферных температур.

Ключевые слова: одноступенчатые и многоступенчатые холодильные циклы, поршневая тихоходная длинноходовая ступень, «квазиизотермическое» сжатие, холодильный коэффициент, температура и давление кипения и конденсации.

Введение

Поршневые компрессоры в настоящее время являются одним из наиболее распространённых типов компрессоров, применяемых в составе малых холодильных машин и в системах сжижения углеводородов [1–5]. При этом высокие атмосферные температуры на некоторых эксплуатационных режимах могут привести к превышению допустимого температурного уровня [6–9]. Одним из наиболее распространённых путей предотвращения аварийных ситуаций является переход от одноступенчатого к многоступенчатому сжатию [6, 7, 10, 11]. В холодильной технике это особенно актуально при температурах кипения 240 К и ниже. Однако такое решение ведёт к усложнению конструкции поршневого компрессора и увеличению его себестоимости. Поэтому в ряде случаев в одноступенчатых компрессорах пиковые температурные нагрузки снижают за счёт подачи в их проточную часть хладагента [12–17], что не является универсальной технологией для более широкого диапазона температур кипения.

Вместе с этим получены экспериментальные и теоретические результаты исследований поршневых несмазываемых одноступенчатых длинноходовых компрессоров с интенсивным охлаждением

цилиндра, продемонстрировавшие возможность реализации «квазиизотермического» процесса сжатия без дополнительного впрыска жидкости, при котором $p_c < 1,1$ [18–21].

Применительно к воздушным компрессорным системам показано, что такие машины конкурентоспособны по отношению к мембранным и многоступенчатым компрессорам малой производительности в области средних и высоких давлений [22]. Кроме этого, выполнен предварительный анализ возможности реализации процессов сжатия в области влажного пара, что также представляет известный интерес [23, 24].

Представляется логичным оценить возможность и целесообразность реализации одноступенчатых холодильных циклов при температурах кипения ниже 240 К и перспективы замены многоступенчатых поршневых компрессоров на одноступенчатые. Применительно к системам сжижения углеводородов, не относящихся к криогенным технологиям [5, 25–28], также представляется актуальной оценка возможности обеспечения безопасных температурных режимов при использовании одноступенчатых квазиизотермических компрессоров. В связи с этим предметом рассмотрения в данной статье является теоретическая оценка эффективности применения одноступенчатых длинноходовых поршневых ком-

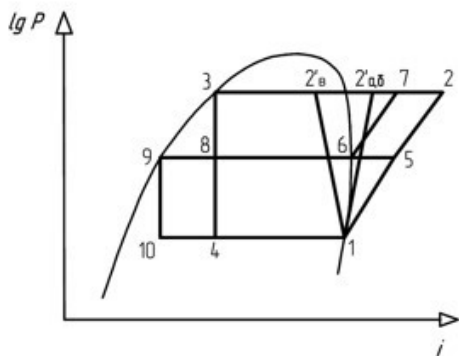


Рис. 1. Примеры реализации низкотемпературных холодильных циклов: 1-2-3-4-1 — одноступенчатый при адиабатном процессе сжатия; 1-5-6-7-3-8-9-10-1 — двухступенчатый; 1-2'a,6-3-4-1 — одноступенчатый при сжатии в тихоходной длинноходовой ступени в области перегретого пара; 1-2'в-3-4-1 — одноступенчатый при сжатии в тихоходной длинноходовой ступени в области влажного пара
Fig. 1. Examples of implementation of low-temperature refrigeration cycles: 1-2-3-4-1 — single-stage with an adiabatic compression process; 1-5-6-7-3-8-9-10-1 — two-stage; 1-2'a,6-3-4-1 — single-stage during compression in a low-speed, long-stroke stage in the region of superheated steam; 1-2'в-3-4-1 — single-stage during compression in a low-speed, long-stroke stage in the wet steam region

прессоров в холодильной технике и системах сжижения углеводородов

Методика расчёта

Объектами исследования являются:

— теоретические холодильные циклы, реализуемые в рассматриваемом диапазоне температур кипения с помощью различных компрессорных технологий (рис. 1): одноступенчатого адиабатного сжатия; двухступенчатого при адиабатных процессах сжатия в каждой ступени; политропного одноступенчатого сжатия, в том числе квазиизотермического;

— теоретические режимы работы поршневых компрессоров в составе систем сжижения углеводородов, реализуемые с помощью одноступенчатого адиабатного сжатия и политропного квазиизотермического одноступенчатого сжатия.

Предмет исследования — взаимосвязь энергоэффективности и температурных режимов теоретических холодильных циклов и систем ожижения с различными способами (технологиями) сжатия рабочих газов.

Рассмотрим теоретические холодильные циклы [10, 11, 29, 30], представленные на рис. 1. В них отсутствуют переохлаждение и перегрев рабочего тела; температура конденсации равна температуре охлаждающей среды; температура и давление всасывания равны температуре и давлению кипения соответственно; процессы сжатия рабочего тела в ступенях компрессора происходят при постоянном показателе политропы n (при этом возможны: адиабатный процесс сжатия ($n = k$), процесс сжатия с интенсивным отводом тепла от рабочего тела ($n < k$), а также частично процесс сжатия при подводе тепла к сжимаемому газу ($n > k$); необрати-

мые потери энергии пренебрежимо малы; термодинамические и теплофизические свойства рабочего тела являются осреднёнными для рассматриваемых диапазонов температур; рабочее тело — идеальный газ.

С учётом принятых допущений применим математическую модель первого уровня, включающую в себя следующие основные зависимости [10, 11, 29, 30]:

$$T_i = T_0 (P_i/P_0)^{(n-1)/n}, \quad T_n = T_0 (P_n/P_0)^{(n-1)/n},$$

$$P_n = P_0 (T_n/T_0)^{n/(n-1)}, \quad (1)$$

$$Q_0^I = m(i_1 - i_4); \quad Q_0^{II} = m(i_1 - i_{10}), \quad (2)$$

$$N_{инд}^I = [n/(n-1)] \cdot m \cdot R \cdot T_{вс} \times$$

$$\times [(P_n/P_{вс})^{(n-1)/n} - 1], \quad (3)$$

$$N_{инд}^{II} = [k/(k-1)] \cdot R \cdot m \cdot \{T_{вс} \cdot [(P^*/P_{вс})^{(k-1)/k} - 1] +$$

$$+ X \cdot T^* \cdot [(P_n/P^*)^{(k-1)/k} - 1]\}. \quad (4)$$

Здесь $P^* = (P_k \cdot P_0)^{0,5}$; $T^* = T_0 (P^*/P_0)^{(k-1)/k}$; $X = (i_6 - i_{10})/(i_6 - i_4)$ [10, 11].

$$\varepsilon_T^I = Q_0^I/N_{инд}^I, \quad \varepsilon_T^{II} = Q_0^{II}/N_{инд}^{II}. \quad (5)$$

При анализе систем сжижения углеводородов в качестве основных расчётных уравнений применяются соотношения (1), (2); при этом давление конденсации определяется температурой окружающей среды, которая равна температуре всасывания; процессы сжатия рабочего тела в ступенях компрессора происходят при постоянном показателе политропы n (при этом возможны: адиабатный процесс сжатия ($n = k$) и процесс сжатия с интенсивным отводом тепла от рабочего тела ($n < k$); необратимые потери энергии пренебрежимо малы; термодинамические и теплофизические свойства рабочего тела являются осреднёнными для рассматриваемых диапазонов температур [31, 32]; рабочее тело — идеальный газ.

Результаты расчёта и их анализ

На рис. 2–4 представлены результаты расчётов, выполненные для оценки целесообразности замены поршневых двухступенчатых холодильных компрессоров на тихоходные длинноходовые одноступенчатые. Расчёты проводились применительно к следующим условиям однозначности: рабочее тело холодильного цикла — аммиак; температура охлаждающей среды — $T_{охла} = 313$ К; температура кипения — $T_0 = 198$ К ... 278 К; $T_k = T_{охла}$; $1,05 \leq n_c \leq 1,4$.

Пример расчёта изменения температуры аммиака в рабочей камере поршневого компрессора (рис. 2) показывает, что замена одноступенчатого адиабатного сжатия (процесс 1–2) в быстроходном поршневом компрессоре на двухступенчатое адиабатное сжатие (процесс 1–5–6–7) в тихоходном поршневом компрессоре прежде всего эффективно снижает температуру нагнетания и тем самым обеспечивает безопасный уровень температурного режима компрессора. В данном случае при температуре кипения 238 К обеспечивается снижение температуры нагнетания с 455 К...460 К до 370 К...375 К. При этом, соответственно, снижа-

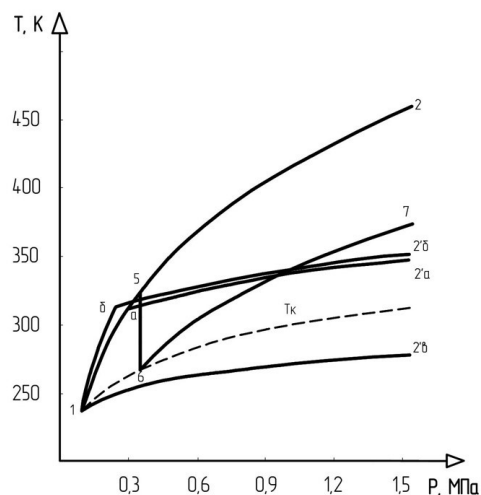


Рис. 2. Изменение температуры аммиака в рабочей камере: 1-2 — в одноступенчатом компрессоре при адиабатном сжатии; 1-5-6-7 — в двухступенчатом компрессоре при адиабатном сжатии; 1-a-2'a — в одноступенчатом тихоходном компрессоре при повышенной скорости поршня на участке 1-a; 1-b-2'b — в одноступенчатом тихоходном компрессоре при постоянной скорости поршня; 1-2'v — в одноступенчатом тихоходном компрессоре при сжатии в области влажного пара; T_k — изменение температуры конденсации

Fig. 2. Change in ammonia temperature in the working chamber: 1-2 — in a single-stage compressor with an adiabatic compression process; 1-5-6-7 — in a two-stage compressor with an adiabatic compression process; 1-a-2'a — in a single-stage low-speed compressor at increased piston speed in section 1-a; 1-b-2'b — in a single-stage low-speed compressor at a constant piston speed; 1-2'v — in a single-stage low-speed compressor during compression in the wet steam region; T_k — change in condensation temperature

ется тепловая нагрузка на конденсатор, однако усложняется конструкция компрессора и снижается технологичность его изготовления. В случае реализации одноступенчатого сжатия с интенсивным охлаждением сжимаемого аммиака при использовании тихоходной длинноходовой поршневой ступени с постоянной скоростью поршня (процесс 1-б-2'б) на начальном участке процесса сжатия (1-б) будет иметь место подвод теплоты к рабочему телу, и только после того, как температура аммиака превысит температуру охлаждающей среды, может быть реализован квазиизотермический процесс сжатия (б-2'б). При этом конечная температура сжатия, то есть температура нагнетания, будет сравнима с температурой нагнетания в двухступенчатом компрессоре. Этот результат может быть улучшен при использовании режима работы тихоходной длинноходовой поршневой ступени, при котором на начальном участке процесса сжатия скорость увеличена и показатель политропы близок к адиабате (процесс 1-a-2'a). Отметим, что во всех рассмотренных случаях температура аммиака в рабочей камере превышает температуру его конденсации (линия T_k). Однако если использовать часть произведённой холодопроизводительности для охлаждения цилиндра и понизить температуру охлаждающей среды, появляется возможность реализации процесса сжатия в области влажного пара (процесс 1-2'v). Последний режим представляет

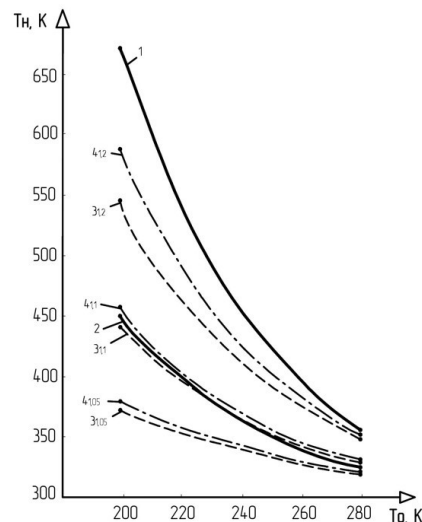


Рис. 3. Влияние температуры кипения на температуру нагнетания при фиксированной температуре конденсации: 1 — адиабатное одноступенчатое сжатие; 2 — адиабатное двухступенчатое сжатие; 3 — политропное одноступенчатое сжатие при повышенной скорости поршня на начальном участке; 4 — политропное одноступенчатое сжатие при постоянной скорости поршня (индексы 1,2; 1,1 и 1,05 соответствуют величине $n = 1,2$; $n = 1,1$ и $n = 1,05$)

Fig. 3. The influence of boiling temperature on the discharge temperature at a fixed condensation temperature: 1 — adiabatic single-stage compression; 2 — adiabatic two-stage compression; 3 — polytropic single-stage compression at increased piston speed in the initial section; 4 — polytropic single-stage compression at a constant piston speed (indices 1,2; 1,1 and 1,05 correspond to the value $n = 1,2$; $n = 1,1$ and $n = 1,05$)

интерес как с точки зрения снижения температуры нагнетания и частичной конденсации аммиака в процессе сжатия, так и с точки зрения энергоэффективности (снижение затрат индикаторной мощности сопровождается снижением полезной холодопроизводительности). Корректный анализ такого режима в рамках применяемой методики выполнить невозможно, поэтому далее в статье он рассматриваться не будет.

На рис. 3 представлены результаты анализа влияния величины температуры кипения аммиака на величину температуры нагнетания. Показано, что при снижении температуры кипения эффективность применения одноступенчатого сжатия на базе интенсивно охлаждаемой тихоходной длинноходовой ступени существенно возрастает. Так, при температуре кипения 198 K и температуре конденсации 313 K (степень повышения давления в компрессоре составляет более 200) температура нагнетания при одноступенчатом адиабатном сжатии 1 недопустимо высокая; температура нагнетания при двухступенчатом сжатии 2 составляет около 450 K, что требует либо перехода на трёхступенчатое сжатие, либо дополнительных мер по снижению температуры (например, впрыск жидкого аммиака в цилиндр); а при квазиизотермическом сжатии аммиака в тихоходной длинноходовой ступени (показатель политропы 1,05, график 31,05) обеспечивается допустимый температурный режим

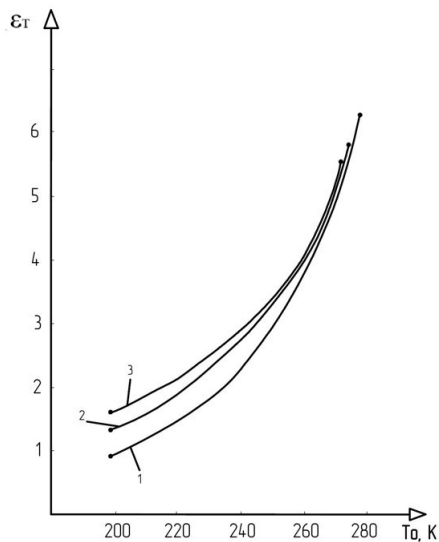


Рис. 4. Влияние температуры кипения на величину теоретического холодильного коэффициента: 1 — адиабатное одноступенчатое сжатие; 2 — адиабатное двухступенчатое сжатие; 3 — одноступенчатое сжатие при $n = k$ на начальном участке и при $n = 1,05$ — на основном участке
Fig. 4. Influence of boiling temperature on the value of the theoretical refrigerant coefficient: 1 — adiabatic single-stage compression; 2 — adiabatic two-stage compression; 3 — single-stage compression with $n = k$ in the initial section and with $n = 1,05$ in the main section

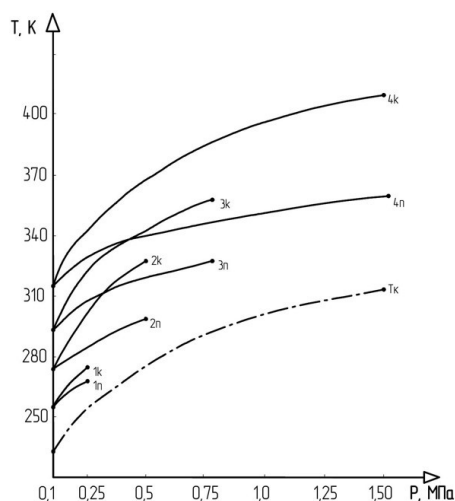


Рис. 5. Изменение температуры сжимаемого пропана при адиабатном $n = k$ и политропном $n = 1,05$ процессе сжатия и различных температурах окружающей среды: 1 — 253 К; 2 — 273 К; 293 К; 313 К; T_k — температура конденсации пропана
Fig. 5. Change in the temperature of compressible propane during adiabatic $n = k$ and polytropic $n = 1,05$ compression process and various ambient temperatures: 1 — 253 К; 2 — 273 К; 293 К; 313 К; T_k — propane condensation temperature

(около 370 К). Это позволяет в последующем анализировать вопросы применимости одноступенчатого квазиизотермического сжатия как альтернативной технологии не только по отношению к многоступенчатым, но и к каскадным циклам.

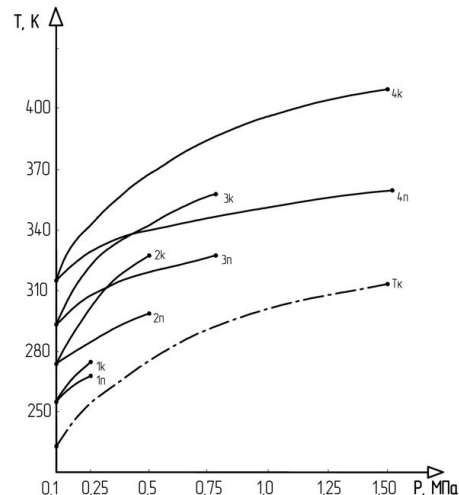


Рис. 6. Влияние температуры окружающей среды на температуру нагнетания и соотношение энергозатрат при адиабатном и политропном сжатии ($N^* = Nn/Nk$): 1, 2, 3 — пропан; 4, 5, 6 — октан; 1, 4 — $n = k$; 2, 5 — $n = 1,05$; 1, 2, 4, 5 — температура нагнетания; 3, 6 — N^*
Fig. 6. The influence of ambient temperature on the discharge temperature and the ratio of energy consumption during adiabatic and polytropic compression ($N^* = Nn/Nk$): 1, 2, 3 — propane; 4, 5, 6 — octane; 1, 4 — $n = k$; 2, 5 — $n = 1,05$; 1, 2, 4, 5 — discharge temperature; 3, 6 — N^*

На рис. 4 показано влияние температуры кипения аммиака на теоретический холодильный коэффициент при различных технологиях реализации холодильного цикла. Из представленных результатов видно, что теоретическая энергоэффективность одноступенчатого квазиизотермического сжатия с использованием тихоходной длинноходовой поршневой ступени как минимум не хуже, чем при реализации двухступенчатого сжатия. На практике, с учётом потерь мощности в клапанах и межступенчатых коммуникациях двухступенчатого компрессора, можно ожидать, что в области низких температур действительный холодильный коэффициент холодильной машины на базе одноступенчатого сжатия будет заметно выше, чем при двухступенчатом сжатии.

На рис. 5, 6 представлены результаты расчётов, выполненных для оценки целесообразности применения поршневых тихоходных длинноходовых одноступенчатых компрессоров в системах сжижения углеводородов. Расчёты проводились применительно к следующим условиям однозначности: рабочее тело холодильного цикла — пропан, октан; температура охлаждающей среды — $T_{охла} = 233 \text{ К} \dots 313 \text{ К}$; давление всасывания $P_{вс} = 0,1 \text{ МПа}$; температура всасывания $T_{вс} = T_{охла}$; $T_k = T_{вс} = T_{охла}$; $1,05 \leq n \leq k$. Отличительной особенностью от холодильного цикла, рассмотренного выше, является то, что температура всасывания существенно выше и равна температуре окружающей среды.

Пример расчёта изменения температуры пропана в рабочей камере поршневого компрессора (рис. 5) показывает, что замена одноступенчатого адиабатного сжатия на одноступенчатое квазиизотермическое сжатие становится актуальной при положительных температурах окружающей среды. Так, например, при $T_{охла} = 313 \text{ К}$ даже теоретическая

температура нагнетания превышает 400 К (кривая 4к), что недопустимо. При $T_{\text{охл}} = 293$ К теоретическая температура нагнетания составляет около 360 К (кривая 3к), однако с учётом подогрева всасываемого в компрессор газа действительная температура нагнетания также превысит 400 К (кривая 4к). Одноступенчатое квазиизотермическое сжатие при этом с большой степенью вероятности обеспечит температуру нагнетания не выше 370 К (кривые 3п, 4п), что является серьёзным преимуществом тихоходных длинноходовых ступеней с точки зрения обеспечения температурной безопасности в широком диапазоне температур окружающей и охлаждающей среды.

На рис. 6 представлены результаты анализа влияния величины температуры окружающей (охлаждающей) среды на величину температуры нагнетания и изменение индикаторной мощности при сжатии пропана и октана. Как отмечалось выше, температура всасывания принимается равной температуре окружающей среды. С точки зрения оценки температурных режимов, подтверждаются результаты, представленные на рис. 5, в том числе и при сжатии октана. При этом необходимо отметить, что с точки зрения энергоэффективности имеет место незначительное (от 3 % до 5 %) снижение индикаторной мощности при замене быстроходного поршневого компрессора, реализующего адиабатное сжатие, на компрессор с тихоходной длинноходовой ступенью, реализующей квазиизотермическое сжатие. С большой степенью вероятности это соотношение станет выше при учёте потерь мощности в действительном компрессоре.

Выводы и заключение

Проведён сравнительный анализ идеальных одноступенчатых и двухступенчатых аммиачных холодильных циклов при различных политропах процесса сжатия, а также выполнена теоретическая оценка эффективности применения одноступенчатых длинноходовых поршневых компрессоров в системах сжижения углеводородов на примере пропана и октана.

Показано, что при низкотемпературных режимах ($T_0 = 255$ К и ниже), в которых в настоящее время применяются преимущественно многоступенчатые холодильные циклы, альтернативный вариант реализации одноступенчатого холодильного цикла с применением поршневого компрессора на базе тихоходной длинноходовой ступени с интенсивным охлаждением цилиндра имеет преимущество как по величине температуры нагнетания (которая у такого компрессора во всём диапазоне рассматриваемых температур кипения ниже, а при снижении температуры кипения с 258 К до 198 К отличие между температурами нагнетания сравниваемых объектов возрастает с 5 К...10 К до 60 К...80 К), так и по величине теоретического холодильного коэффициента (в рассматриваемом диапазоне температур кипения с понижением последней теоретический холодильный коэффициент двухступенчатого холодильного цикла изменяется примерно с 6,6 до 1,4, а одноступенчатого квазиизотермического цикла — примерно с 6,6 до 1,6). С учётом того, что в действительном многоступенчатом поршневом компрессоре имеют место существенные потери мощности в клапанах и межступенчатых коммуникациях, а также с учётом накопленного опыта исследования поршневых тихоходных длинноходовых ступеней, можно про-

гнозировать, что в реальных малых холодильных системах предлагаемая технология на основе квазиизотермического одноступенчатого сжатия будет иметь целый ряд эксплуатационных и конструкторско-технологических преимуществ.

Анализ применимости поршневых компрессоров в системах сжижения углеводородов, выполненный на примере пропана и октана, показал, что применение поршневых компрессоров на базе тихоходных длинноходовых ступеней с интенсивным охлаждением цилиндра позволит обеспечить безопасные температурные режимы работы таких систем в широком диапазоне температур окружающей среды.

Дальнейшая научная и конструкторско-технологическая проработка этих направлений, а также исследование рабочих процессов квазиизотермических компрессорных ступеней при реализации процесса сжатия в области влажного пара представляет научный и практический интерес и обуславливает необходимость создания специализированной методики расчёта действительных рабочих процессов таких ступеней.

Таблица 1. Условные обозначения и индексы
Table 1. Symbols and indexes

Обозначение	Наименование	Единица измерения
Условные обозначения		
ε_T	Теоретический холодильный коэффициент	
i	Удельная энтальпия	Дж/кг
Q_0	Холодопроизводительность	Вт
k	Показатель адиабаты	
n	Показатель политропы процесса сжатия	
T	Температура	К
m	Массовый расход рабочего тела	кг/с
$N_{\text{инд}}$	Индикаторная мощность компрессора	Вт
R	Газовая постоянная	(Дж·г)/К
P	Давление	Па
Индексы		
i	Текущее значение параметров состояния	
0	Параметры кипения	
к	Параметры конденсации	
вс	Параметры всасывания (в начале процесса сжатия)	
*	Параметры состояния после первой ступени сжатия (при двухступенчатой схеме)	
I, II	Первая и вторая ступень сжатия	
т	Теоретический	
инд	Индикаторный	
н	Параметры нагнетания (в конце процесса сжатия)	
охл	Охлаждающая	
1 ... 10	Характерные точки холодильных циклов	

1. Зеликовский И. Х. Малые холодильные машины и установки: справ. / под ред. И. Х. Зеликовского, Л. Г. Каплана. Москва: Агропромиздат, 1989. 671 с. ISBN 5-10-000203-4.
2. Trott A. R., Welch T. Refrigeration and Air-Conditioning. 3rd ed. Butterworth Heinemann, Oxford, 2000. 377 p. ISBN 9780750642194.
3. BITZER. Поршневые компрессоры. URL: <https://www.bitzer.de/ru/ru/поршневые-компрессоры/> (дата обращения: 16.12.2023).
4. Компрессоры Copeland. URL: <https://copelandcompressor.ru> (дата обращения: 16.12.2023).
5. Колбенков С. П. Установки сжиженного газа для коммунально-бытовых и промышленных потребителей. 2-е изд., перераб. и доп. Ленинград: Недра, 1976. 159 с.
6. Френкель М. И. Поршневые компрессоры. Теория, конструкции и основы проектирования. Москва, Ленинград: Машиз, 1960. 655 с.
7. Пластинин П. И. Поршневые компрессоры. В 2 т. Т. 1. Теория и расчет. 3-е изд., перераб. и доп. Москва: КолосС, 2006. 456 с. ISBN 5-9532-0428-0.
8. Об утверждении федеральных норм и правил в области промышленной безопасности «Общие правила взрывобезопасности для взрывопожароопасных химических, нефтехимических и нефтеперерабатывающих производств»: приказ от 15.12.2020 г. № 533. URL: <https://normativ.kontur.ru/document?moduleId=1&documentId=390702> (дата обращения: 23.06.2023).
9. ГОСТ Р 54802-2011 (ИСО 13631:2002). Нефтяная и газовая промышленность. Компрессоры поршневые газовые агрегированные. Технические требования. Введ. 2013–06–01. Москва: Стандартинформ, 2014. 92 с.
10. Теплофизические основы получения искусственного холода: справ. / Сост. Бучко Н. А., Данилова Г. Н., Гоголин А. А. [и др.]. Москва: Пищевая промышленность, 1980. 232 с.
11. Богданов С. Н., Бучко Н. А., Гуйго Э. И. Теоретические основы хладотехники. Тепломассообмен. Москва: Агропромиздат, 1986. 320 с.
12. Dutta A. K., Yanagisawa T., Fukuta M. A Study on Compression Characteristic of Wet Vapor Refrigerant // International Compressor Engineering Conference at Purdue. 1996. 1112. URL: <https://docs.lib.purdue.edu/icec/1112> (дата обращения: 14.05.2022).
13. Akhmed H. J., Khalifa A. H., Khalaf D. Z. Performance Investigation of Vapor Compression Cycle with a Variable Speed Compressor and Refrigerant Injection // Journal of Mechanical Engineering. 2019. Vol. 16, no. 2. P. 63–76. DOI: 10.24191/jmeche.v16i2.15327.
14. Wang B., Yang M., Dewitte P. [et al.]. Evaluation of methods to decrease the discharge temperature of R32 scroll compressor // International Compressor Engineering Conference at Purdue. 2014. 2371. URL: <https://docs.lib.purdue.edu/icec/2371> (дата обращения: 11.03.2022).
15. Pawale K. T., Sali N. V., Deshpande G. N. Vapor compression refrigeration system with refrigerant injection: a review // Elixir Mech. Eng. 2014. Vol. 72. P. 25410–25414.
16. Lin J., Lian Y., Wu J. Numerical investigation on vapor-liquid two-phase compression in the cylinder of rotary compressors // Applied Thermal Engineering. 2020. Vol. 170. 115022. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115022.
17. BITZER. Система CIC для поршневых компрессоров Битцер. URL: http://cis.bitzer.ru/sistema_cic_dlya_porshnevih_kompressorov_bitcer (дата обращения: 22.02.2022).
18. Yusha V. L., Den'gin V. G., Busarov S. S. [et al.]. The estimation of thermal conditions of highly-cooled long-stroke stages in reciprocating compressors // Procedia Engineering. 2015. Vol. 113. P. 264–269. DOI: 10.1016/j.proeng.2015.07.333.
19. Юша В. Л., Бусаров С. С. Определение показателей политропы схематизированных рабочих процессов воздушных поршневых тихоходных длинноходовых компрессорных ступеней // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2020. Т. 4, № 1. С. 15–22. DOI: 10.25206/2588-0373-2020-4-1-15-22. EDN: OILEDY.
20. Юша В. Л., Бусаров С. С. Методика расчёта действительной производительности одноступенчатых длинноходовых поршневых компрессоров // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2020. Т. 4, № 4. С. 9–15. DOI: 10.25206/2588-0373-2020-4-4-9-15. EDN: OQNZMY.
21. Юша В. Л. Научно-технологические предпосылки совершенствования и промышленного освоения малорасходных компрессорных агрегатов на базе длинноходовых поршневых ступеней // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2022. Т. 6, № 3. С. 24–39. DOI: 10.25206/2588-0373-2022-6-3-24-39. EDN: YVEINB.
22. Недовенчаный А. В. Повышение энергетической и динамической эффективности поршневого малорасходного одноступенчатого компрессорного агрегата с линейным приводом: дис. ... канд. техн. наук. Омск, 2020. 232 с.
23. Yusha V. L., Chernov G. I., Sadvakasov D. H. The Efficiency Theoretical Analysis of the Ammonia Refrigeration Cycle Based on the Compression in the Wet Vapor Region // AIP Conference Proceedings. 2020. Vol. 2285. 030078. DOI: 10.1063/5.0029565.
24. Садуакасов Д. Х., Чернов Г. И., Юша В. Л. Анализ влияния факторов неопределенности на математическое моделирование процесса сжатия аммиака в области влажного пара // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2021. Т. 5, № 3. С. 30–38. DOI: 10.25206/2588-0373-2021-5-3-30-38. EDN: ILJMK5.
25. Преображенский Н. И. Сжиженные углеводородные газы. Ленинград: Недра, 1975. 280 с.
26. Рябцев Н. И., Кряжев Н. Г. Сжиженные углеводородные газы. Москва: Недра, 1977. 279 с.
27. Акулов Л. А. Установки для разделения газовых смесей. Ленинград: Машиностроение, 1983. 215 с.
28. Бармин И. В., Кунис И. Д. Сжиженный природный газ вчера, сегодня, завтра. Москва: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. 256 с.
29. Bosnjakovic F., Knoche K. F. Technische Thermodynamik. In 2 Teil. Darmstadt; Steinkopff, 1998. Teil I. 543 s.
30. Кирилин В. А., Сычёв В. В., Шейндлин А. Е. Техническая термодинамика. Москва: Энергоатомиздат, 1983. 407 с.
31. Термодинамические диаграммы i-lgP для хладагентов. Москва: АВИСАНКО, 2003. 50 с.
32. Сычёв В. В., Вассерман А. А., Козлов А. Д. [и др.]. Термодинамические свойства пропана. Москва: Изд-во стандартов, 1989. 266 с. ISBN 5-7050-0026-X.

ЮША Владимир Леонидович, доктор технических наук, профессор (Россия), главный специалист технического отдела ОАО «Сибнефтьтранспроект», г. Омск.

SPIN-код: 1503-9666

ORCID: 0000-0001-9858-7687

AuthorID (SCOPUS): 6505861937

ResearcherID: J-8079-2013

Адрес для переписки: 1978yusha@mail.ru

Для цитирования

Юша В. Л. Теоретическая оценка эффективности применения одноступенчатых длинноходовых поршневых компрессоров в холодильной технике и системах сжижения углеводородов // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 17–24. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-17-24.

Статья поступила в редакцию 09.01.2024 г.

© В. Л. Юша

THEORETICAL ASSESSMENT OF THE EFFECTIVENESS OF APPLICATION SINGLE-STAGE LONG-STROKE PISTON COMPRESSORS IN REFRIGERATION AND HYDROCARBON GAS LIQUEFACTION SYSTEMS

V. L. Yusha

OJSC «Sibneftetransproekt»,
Russia, Omsk, Irtyshskaya Embankment str., bld. 11/1, 644042

The analysis of the main modern technologies for obtaining low temperatures and liquefying hydrocarbons using compressor equipment is presented and the most significant results of research in the field of low-flow compressors based on low-speed, long-stroke piston stages are presented. A method for calculating an ideal vapor-compression refrigeration cycle is presented, adapted to the object under consideration, taking into account the possibility of implementing quasi-isothermal compression. A comparative computational analysis of temperature conditions and thermodynamic efficiency of a two-stage refrigeration cycle and single-stage refrigeration cycles is carried out during adiabatic and quasi-isothermal compression processes in the boiling temperature range 278 K ... 198 K. It is shown that in terms of the discharge temperature and coefficient of performance, a single-stage vapor-compression ammonia refrigeration machine based on a low-speed quasi-isothermal stage is comparable to a similar two-stage machine based on adiabatic stages. This allows, in relation to actual objects — small refrigeration machines and installations, to predict both the energy and technical advantages of using a single-stage scheme based on low-speed, long-stroke piston compressors. In addition, it has been shown that the effective use of such a compressor is also possible in hydrocarbon liquefaction systems, while ensuring their safe temperature conditions in a wide range of atmospheric temperatures.

Keywords: single-stage and multi-stage refrigeration cycles, low-speed, long-stroke piston stage, «quasi-isothermal» compression, coefficient of performance, temperature and pressure of boiling and condensation.

References

1. Zelikovskiy I. Kh. Malye kholodil'nyye mashiny i ustanovki: sprav. [Small refrigerating machines and installations: handbook] / ed. by Zelikovskogo I. Kh., Kaplana L. G. Moscow, 1989. 671 p. ISBN 5-10-000203-4. (In Russ.).
2. Trott A. R., Welch T. Refrigeration and Air-Conditioning. 3rd ed. Butterworth Heinemann, Oxford, 2000. 377 p. ISBN 9780750642194. (In Engl.).
3. BITZER. Porshnevyye kompressory [BITZER. Piston compressors]. URL: <https://www.bitzer.de/ru/ru/поршневые-компрессоры/> (accessed: 16.12.2023). (In Russ.).
4. Kompressor Copeland. [Copeland compressors]. URL: <https://copelandcompressor.ru> (accessed: 16.12.2023). (In Russ.).
5. Kolbenkov S. P. Ustanovki szhizhennogo gaza dlya kommunal'no-bytovykh i promyshlennykh potrebiteley [Liquefied gas installations for municipal and industrial consumers]. 2nd ed. Leningrad, 1976. 159 p. (In Russ.).
6. Frenkel' M. I. Porshnevyye kompressory. Teoriya, konstruktii i osnovy proyektirovaniya [Piston compressors. Theory, structures and design fundamentals]. Moscow—Leningrad, 1960. 655 p. (In Russ.).
7. Plastinin P. I. Porshnevyye kompressory. V. 2 t. T. 1. Teoriya i raschet [Piston compressors. In 2 vols. Vol. 1. Theory and calculation]. 3rd ed. Moscow, 2006. 456 p. ISBN 5-9532-0428-0. (In Russ.).
8. Ob utverzhdenii federal'nykh norm i pravil v oblasti promyshlennoy bezopasnosti «Obshchiye pravila vzyvobezopasnosti dlya vzyvopozharoopasnykh khimicheskikh, neftekhimicheskikh i neftepererabatyvayushchikh proizvodstv»: prikaz ot 15.12.2020 g. № 533 [On approval of federal norms and rules in the field of industrial safety «General rules of explosion safety for explosion and fire hazardous chemical, petrochemical and oil refining production facilities»: Order No. 533 dated 15.12.2020]. URL: <https://normativ.kontur.ru/document?moduleId=1&documentId=390702> (accessed: 23.06.2023). (In Russ.).
9. GOST R 54802-2011 (ISO 13631:2002). Neftyanaya i gazovaya promyshlennost'. Kompressory porshnevyye gazovyye agregirovannyye. Tekhnicheskiye trebovaniya [Petroleum and natural gas industries. Packaged reciprocating gas compressors. Technical requirements]. Moscow, 2014. 92 p. (In Russ.).
10. Teplofizicheskiye osnovy polucheniya iskusstvennogo kholoda: sprav. [Thermophysical bases for obtaining artificial cold: handbook] / Comp. Buchko N. A., Gogolin A. A., Latshev V. P. [et al.]. Moscow, 1980. 232 p. (In Russ.).
11. Bogdanov S. N., Buchko N. A., Guygo E. I. Teoreticheskiye osnovy khladotekhniki. Teplomassoobmen [Theoretical foundations of refrigeration technology. Heat and mass transfer]. Moscow, 1986. 320 p. (In Russ.).
12. Dutta A. K., Yanagisawa T., Fukuta M. A Study on Compression Characteristic of Wet Vapor Refrigerant // International Compressor Engineering Conference at Purdue. 1996. 1112. URL: <https://docs.lib.purdue.edu/icec/1112> (accessed: 14.05.2022). (In Engl.).
13. Akhmed H. J., Khalifa A. H., Khalaf D. Z. Performance Investigation of Vapor Compression Cycle with a Variable Speed Compressor and Refrigerant Injection // Journal of Mechanical Engineering. 2019. Vol. 16, no. 2. P. 63–76. DOI: 10.24191/jmeche.v16i2.15327. (In Engl.).

14. Wang B., Yang M., Dewitte P. [et al.]. Evaluation of methods to decrease the discharge temperature of R32 scroll compressor // International Compressor Engineering Conference at Purdue. 2014. 2371. URL: <https://docs.lib.purdue.edu/icec/2371> (accessed: 11.03.2022). (In Engl.).

15. Pawale K. T., Sali N. V., Deshpande G. N. Vapor compression refrigeration system with refrigerant injection: a review // *Elixir Mech. Eng.* 2014. Vol. 72. P. 25410–25414. (In Engl.).

16. Lin J., Lian Y., Wu J. Numerical investigation on vapor-liquid two-phase compression in the cylinder of rotary compressors // *Applied Thermal Engineering*. 2020. Vol. 170. 115022. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115022. (In Engl.).

17. BITZER. Sistema CIC dlya porshnevykh kompressorov Bittser [BITZER. Controlled Injection Cooling (CIC) for BITZER piston compressors]. URL: http://cis.bitzer.ru/sistema_cic_dlya_porshnevi_kompressorov_bitzer (accessed: 22.02.2022). (In Russ.).

18. Yusha V. L., Den'gin V. G., Busarov S. S. [et al.]. The estimation of thermal conditions of highly-cooled long-stroke stages in reciprocating compressors // *Procedia Engineering*. 2015. Vol. 113. P. 264–269. DOI: 10.1016/j.proeng.2015.07.333. (In Engl.).

19. Yusha V. L., Busarov S. S. Opredeleniye pokazateley politropy skhematizirovannykh rabochikh protsessov vozdushnykh porshnevykh tikhokhodnykh dlinnokhodovykh kompressornykh stupeney [Determination of polytropic indicators of schematized working processes of air piston slow-moving long-stroke compressor stages] // *Omskiy Nauchnyy Vestnik. Ser. Aviatsionno-Raketnoye i Energeticheskoye Mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2020. Vol. 4, no. 1. P. 15–22. DOI: 10.25206/2588-0373-2020-4-1-15-22. EDN: OILEDY. (In Russ.).

20. Yusha V. L., Busarov S. S. Metodika rascheta deystvitel'noy proizvoditel'nosti odnostupenchatykh dlinnokhodovykh porshnevykh kompressorov [Method for calculating actual capacity of single-stage long-stroke reciprocating compressors] // *Omskiy Nauchnyy Vestnik. Ser. Aviatsionno-Raketnoye i Energeticheskoye Mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2020. Vol. 4, no. 4. P. 9–15. DOI: 10.25206/2588-0373-2020-4-4-9-15. EDN: OQNZMY. (In Russ.).

21. Yusha V. L. Nauchno-tehnologicheskoye predposylki sovershenstvovaniya i promyshlennogo osvoyeniya maloraskhodnykh kompressornykh agregatov na baze dlinnokhodovykh porshnevykh stupeney [Scientific and technological prerequisites for improvement and industrial development of low-flow compressor units based on long-stroke piston stages] // *Omskiy Nauchnyy Vestnik. Ser. Aviatsionno-Raketnoye i Energeticheskoye Mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2022. Vol. 6, no. 3. P. 24–39. DOI: 10.25206/2588-0373-2022-6-3-24-39. EDN: YVEINB. (In Russ.).

22. Nedovenchanyy A. V. Povysheniye energeticheskoy i dinamicheskoy effektivnosti porshnevo maloraskhodnogo odnostupenchatogo kompressorного agregata s lineynym privodom [Improving the energy and dynamic efficiency of a piston low-flow single-stage compressor unit with a linear drive]. Omsk, 2020. 232 p. (In Russ.).

23. Yusha V. L., Chernov G. I., Sadvakasov D. H. The Efficiency Theoretical Analysis of the Ammonia Refrigeration Cycle Based

on the Compression in the Wet Vapor Region // *AIP Conference Proceedings*. 2020. Vol. 2285. 030078. DOI: 10.1063/5.0029565. (In Engl.).

24. Sadvakasov D. Kh., Chernov G. I., Yusha V. L. Analiz vliyaniya faktorov neopredelennosti na matematicheskoye modelirovaniye protsessa szhatiya ammiaka v oblasti vlazhnogo para [The analysis of uncertainty factors influence on mathematical modeling of ammonia compression in wet vapor area] // *Omskiy Nauchnyy Vestnik. Ser. Aviatsionno-Raketnoye i Energeticheskoye Mashinostroyeniye. Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2021. Vol. 5, no. 3. P. 30–38. DOI: 10.25206/2588-0373-2021-5-3-30-38. EDN: ILJMKs. (In Russ.).

25. Preobrazhenskiy N. I. Szhizhennyye uglevodorodnyye gazy [Liquefied hydrocarbon gases]. Leningrad, 1975. 280 p. (In Russ.).

26. Ryabtsev N. I., Kryazhev N. G. Szhizhennyye uglevodorodnyye gazy [Liquefied hydrocarbon gases]. Moscow, 1977. 279 p. (In Russ.).

27. Akulov L. A. Ustanovki dlya razdeleniya gazovykh smesey [Installations for separating gas mixtures]. Leningrad, 1983. 215 p. (In Russ.).

28. Barmin I. V., Kunis I. D. Szhizhennyy prirodnyy gaz vchera, segodnya, zavtra [Liquefied natural gas yesterday, today, tomorrow]. Moscow, 2009. 256 p. (In Russ.).

29. Bosnjakovic F., Knoche K. F. Technische Thermodynamik. In 2 Teil [Technical thermodynamics. In 2 parts]. Darmstadt; Steinkopff, 1998. Teil I. 543 s. (In Germ.).

30. Kirillin V. A., Sychev V. V., Sheyndlin A. E. Tekhnicheskaya termodinamika [Technical thermodynamics]. Moscow, 1983. 407 p. (In Russ.).

31. Termodinamicheskiye diagrammy i -lgP dlya khladagentov [Thermodynamic i -lgP diagrams for refrigerants]. Moscow, 2003. 50 p. (In Russ.).

32. Sychev V. V., Vasserman A. A., Kozlov A. D. [et al.]. Termodinamicheskiye svoystva propana [Thermodynamic properties of propane]. Moscow, 1989. 266 p. ISBN 5-7050-0026-X. (In Russ.).

YUSHA Vladimir Leonidovich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Chief Specialist of Technical Department, OJSC «Sibnefttransproekt», Omsk.
SPIN-code: 1503-9666
ORCID: 0000-0001-9858-7687
AuthorID (SCOPUS): 6505861937
ResearcherID: J-8079-2013
Correspondence address: 1978yusha@mail.ru

For citations

Yusha V. L. Theoretical assessment of the effectiveness of application single-stage long-stroke piston compressors in refrigeration and hydrocarbon gas liquefaction systems // *Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 17–24. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-17-24.

Received January 09, 2024.
© V. L. Yusha

ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ СОВРЕМЕННЫХ ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРОВ С ПОВЫШЕННОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ

С. С. Бусаров, К. А. Бакулин, Р. Э. Кобыльский, И. С. Бусаров

Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

Современный уровень производительности поршневых компрессоров, характеризуемый коэффициентом подачи, находится на уровне 0,7. Передовые конструкции имеют более высокие показатели, достигающие значения 0,8...0,85. Однако отрицательное влияние мертвого объема не позволяет достигать данного уровня производительности из-за несовершенства конструкции компрессора. Поэтому снижение влияния мертвого объема на производительность можно считать основной задачей в совершенствовании современных поршневых машин.

В представленной поисковой работе предложено решение по исключению влияния наиболее значимой составляющей мертвого объема — линейного пространства. Как показали проведенные экспериментальные исследования, применение эластичных дисков, устанавливаемых на поршне, позволит практически исключить линейный мертвый объем, обеспечить безопасность работы и повысить коэффициент подачи до 14 %.

Ключевые слова: поршневой компрессор, мертвый объем, производительность, адиабатный КПД, мощность, эксперимент, линейный мертвый объем.

Введение

Все компрессорные машины независимо от принципа осуществления сжатия имеют два основных параметра, характеризующие саму машину, — давление на выходе из компрессора и производительность. Повышение производительности машин позволит не только повысить эффективность их работы, но и снизит массогабаритные показатели, что особенно актуально для мобильных, транспортных систем, где одну из ключевых ролей играет масса востребованного оборудования.

Отличительной особенностью поршневых машин сжатия является величина, характеризующая количество газа, оставшегося в рабочей камере после процесса нагнетания (момент, когда поршень находится в верхней мертвой точке) — называемая мертвым объемом или вредным пространством [1, 2]. В силу конструктивных особенностей понятие мертвого объема отсутствует для целого ряда типов компрессоров — компрессоров динамического действия, винтовых и т.д. В поршневых компрессорах причины возникновения вредного пространства обусловлены характером движения поршня — возвратно-поступательным и наличием клапанов. При осуществлении движения поршня происходит остановка последнего в точке, наиболее удаленной от механизма движения. Из условия обеспечения работоспособности конструкции необходимо обеспечить работу без касания поршня клапанной плиты, то есть оставить зазор, который в компрессоростроении называется линейным мертвым объемом, к тому же при выходе на стационарный режим работы компрессора, когда температура деталей повышается, необходимо данным зазором обеспечить беспрепятственное расширение деталей рабочей камеры. Уплотнительные элементы, рас-

положенные на поршне, находятся на некотором удалении от торцевой поверхности поршня, образуя так называемый кольцевой мертвый объем. И последней составляющей мертвого объема является объем проточек в клапанах. Для поршневых же компрессоров наличие мертвого объема — один из наиболее значимых факторов, приводящих к снижению производительности. В большинстве конструкций поршневых компрессоров значительная доля мертвого объема приходится на линейный мертвый объем, то есть объем, заключенный между торцом поршня и клапанной плитой [3, 4]. Объяснить падение производительности из-за влияния мертвого объема можно с помощью индикаторной диаграммы (рис. 1).

Наличие мертвого объема приводит к возникновению процесса обратного расширения (процесс 3-4), в идеальной машине данный процесс отсутствует. В связи с этим потеря производительности характеризуется длиной отрезка 4'—4, а сама производительность длиной отрезка 4—1. Причем увеличение значения мертвого объема приводит к смещению точки 4 вправо по графику и, соответственно, к уменьшению производительности. Таким образом, решение данной проблемы по увеличению производительности может заключаться в уменьшении величины мертвого объема, по крайней мере, линейного мертвого объема.

В работе [5] предложено решение по уменьшению линейного мертвого объема за счет установки резинового диска на торцевую поверхность поршня.

Действительно, резиновый или другой эластомерный элемент в силу своих упругих свойств может занимать всю величину линейного мертвого объема, допуская фактическое касание поршня и клапанной плиты, возникающие при этом де-

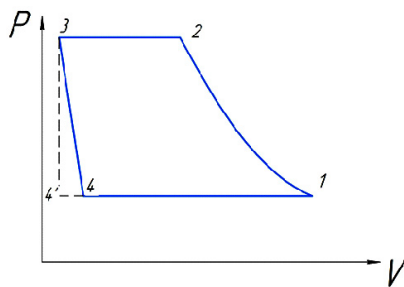


Рис. 1. Индикаторная диаграмма, поясняющая влияние мёртвого объёма на производительность
Fig. 1. Indicator chart explaining the effect of dead volume on performance

формации могут способствовать «выдавливанию» деформированной части резинового диска в кольцевое мёртвое пространство, дополнительно уменьшая и эту составляющую мёртвого объёма.

Материал дисков позволяет производить удары о поверхность цилиндра, деформируясь и заполняя при этом все пространство между поршнем и крышкой цилиндра, в результате чего линейный мертвый объем можно принять равным нулю. Часть резины диска при этом выдавливается в клапанное пространство, уменьшая мертвый объем и там, однако такой расчет имеет достаточно большую сложность, поэтому при первоначальном проектировании этой частью необходимо пренебречь.

Для выбора оптимальной резиновой смеси, проведем сравнительный анализ, выбрав несколько возможных исполнений. Критериями для выбора будет являться температура и максимальное число циклов нагружения. Смесь должна выдерживать максимальную температуру в компрессоре не менее $T_{\max} = 430 \text{ K}$.

Проведем эксперимент с данным конструктивным элементом с целью определения влияния изменения конструкции на производительность компрессора.

Объект исследования

Объектом исследования является одноступенчатый двухцилиндровый поршневой компрессор (фотография представлена на рис. 2).

Компрессор с цилиндрами диаметром $D_u = 85 \text{ мм}$, ходом поршня $S = 70 \text{ мм}$, частотой вращения $n = 7,41 \text{ об/с}$.

Были проведены исследования рабочего процесса без установки резинового диска и с резиновым диском (рис. 3) толщиной 1 мм.

Метод исследования

Компрессор 1 выводился на режим, то есть расход газа, идущего к потребителю, был постоянен при постоянном давлении нагнетания. Давление нагнетания измерялось с помощью манометра 2, расход определяется объемом газа прошедшего за определенное время, через счётчик 3, потребляемая мощность измерялась ваттметром 4.

Для определения производительности необходимо найти теоретическую производительность [6]:

$$V_h = \frac{\pi \cdot D_u^2}{4} \cdot S \cdot n. \quad (1)$$



Рис. 2. Фотография лабораторного стенда:
1 — компрессор, 2 — манометр,
3 — счётчик газа, 4 — ваттметр
Fig. 2. Photo of the laboratory stand:
1 — compressor, 2 — pressure gauge,
3 — gas meter, 4 — wattmeter



Рис. 3. Компрессор с установленными резиновыми дисками (поз. 1)
Fig. 3. Compressor with rubber discs installed (pos. 1)

Производительность компрессора, приведённая к условиям всасывания, определяется по следующей зависимости [6]:

$$V_e = \frac{P_c \cdot T_{vc}}{P_{vc} \cdot T_c} \cdot V_c, \quad (2)$$

где P_{vc} — давление всасывания, Па;

P_c — давление в счётчике газа, Па;

T_c — температура в счётчике газа, К;

T_{vc} — температура всасывания, К;

V_c — объём газа, прошедший через счётчик при установившемся режиме $\text{м}^3/\text{с}$.

Коэффициент подачи определим по формуле [7]:

$$\lambda = \frac{V_e}{V_h}. \quad (3)$$

Мощность идеального адиабатного компрессора определяем по соотношению [8]:

$$N_{ag} = \frac{k}{k-1} \cdot P_{вс} \cdot V_e \left(\varepsilon^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right), \quad (4)$$

где k — коэффициент адиабаты воздуха, равный 1,4;

ε — степень повышения давления.

С учётом КПД электродвигателя — 0,83 и КПД передачи — 0,98 адиабатный КПД компрессора определяется по формуле:

$$\eta_{ag} = \frac{N_{ag}}{N_{эл} \cdot 0,83 \cdot 0,98}, \quad (5)$$

где $N_{эл}$ — измеренная мощность электродвигателя, Вт.

Относительная погрешность манометра — $\delta_p = 1,5\%$, счётчика газа $\delta_v = 1\%$, ваттметра 0,5 %.

Таким образом, погрешность определения коэффициента подачи определяется по формуле [9–13]:

$$\delta_\lambda = \sqrt{\delta_p^2 + \delta_v^2} = \sqrt{1,5^2 + 1^2} = 1,8\%. \quad (6)$$

Результаты

Полученные экспериментальные результаты измерений характеристик компрессора с резиновым диском и без него представлены в табл. 1, 2.

При проведении эксперимента измерялись начальные и конечные показания счётчика газа, раз-

ность которых позволила определить количество газа, прошедшего за время проведения исследования, и соответственно, подачу компрессора при условиях нагнетания (давление измерялось в счётчике газа). Проведение исследований при различных давлениях нагнетания не позволяет напрямую сделать вывод об изменениях производительности при повышении давления. Поэтому для проведения анализа прибегают к стандартной процедуре — приведение параметров газа на нагнетании к условиям всасывания в соответствии с формулой 2. То есть определяется объём газа, который бы он занимал, расширившись от условий нагнетания до условий всасывания (фактически это осуществляется делением одного уравнения состояния газа на другое). Получив объёмы газа за единицу времени при идентичных условиях можно проводить анализ.

Полученные зависимости представлены на рис. 4, 5. На рис. 4 представлены кривые, характеризующие изменение коэффициента подачи при повышении давления (падающий характер кривых), что согласуется с известными данными. Снижение величины линейного мёртвого объёма привело к подъёму вверх линии коэффициента подачи по сравнению с номинальной конструкцией. Однако влияние оставшейся части мёртвого объёма и остальных составляющих коэффициента подачи (плотности рабочей камеры и подогрева поступающего газа в рабочую камеру) приводит к снижению производительности при росте давления нагнетания.

Таблица 1. Экспериментальные данные с диском

Table 1. Experimental data with disk

Давление нагнетания, кг/см ²	С диском					
	Показания начальные, м ³ /ч	Показания конечные, м ³ /ч	Давление, кг/см ²	Производительность, м ³ /с	Коэффициент подачи	Мощность эксп., Вт
5,00	1311,500	1311,720	4,50	0,004125	0,70	2100,00
4,00	1311,900	1312,175	3,70	0,004240	0,72	1700,00
3,00	1312,300	1312,700	2,80	0,004667	0,79	1400,00
2,00	1312,900	1313,595	1,70	0,004923	0,84	1110,00

Таблица 2. Экспериментальные данные без диска

Table 2. Experimental data without disk

Давление нагнетания, кг/см ²	Без диска					
	Показания начальные, м ³ /ч	Показания конечные, м ³ /ч	Давление, кг/см ²	Производительность, м ³ /с	Коэффициент подачи	Мощность эксп., Вт
5,00	1313,650	1313,823	5,0	0,003604	0,61	2000,00
4,00	1314,000	1314,255	3,90	0,004144	0,70	1680,00
3,00	1314,350	1314,690	3,0	0,004250	0,72	1350,00
2,00	1314,850	1315,415	1,90	0,004473	0,76	1050,00

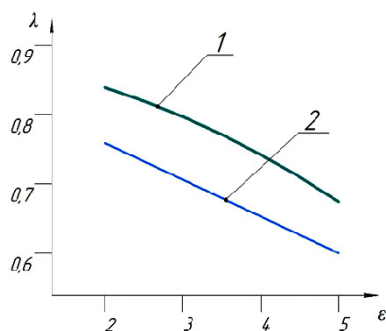


Рис. 4. Зависимость коэффициента подачи от степени повышения давления:

1 — работа с резиновым диском,
2 — работа без резинового диска

Fig. 4. Dependence of the supply coefficient on the degree of pressure increase:

1 — work with a rubber disk,
2 — work without a rubber disk

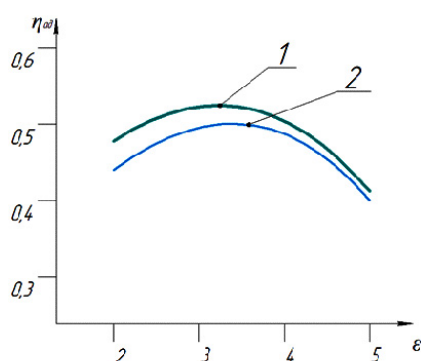


Рис. 5. Зависимость адиабатного КПД от степени повышения давления:

1 — работа с резиновым диском,
2 — работа без резинового диска

Fig. 5. Dependence of adiabatic efficiency on the degree of pressure increase:

1 — work with a rubber disk,
2 — work without a rubber disk

Полученные зависимости индикаторного адиабатного КПД (рис. 5) также качественно подтверждают правильность проводимых экспериментальных исследований. Однако значения полученного адиабатного КПД существенно ниже, чем для перспективных существующих конструкций. Объяснить данный факт можно значительной изношенностью оборудования и потерями при его работе.

Представленные на рис. 4, 5 результаты сравнительного анализа показателей эффективности рабочего процесса доказали эффективность применения упругого диска, расположенного на поршне. Так коэффициент подачи был повышен на 7–14 %. Адиабатный КПД незначительно повышается в зависимости от режима работы на 2–4 %.

Выводы

Проведённые исследования показали, что есть эффективные способы борьбы с отрицательным влиянием мёртвого объёма. В первую очередь необходимо обеспечить конструкцию элементами, включающими линейный мёртвый объём, поскольку его влияние значительно превышает влияние

мёртвого объёма в клапанах и кольцевого мёртвого объёма. Существующие перспективные конструкции клапанов и колец позволяют бороться и с этими составляющими мёртвого объёма. Проведённые экспериментальные исследования фактически подтвердили исключение влияния линейного мёртвого объёма. Так, коэффициент подачи в существующих конструкциях поршневых компрессоров может быть повышен на 10 % за счёт установки резинового диска на торцевой поверхности поршня, обращённой к клапанной плите. Толщина резинового диска предварительно была выбрана равной величине зазора между поршнем и клапанной плитой при температуре компрессора порядка 22 °С. Однако в перспективе необходимо проведение исследований по ресурсу устанавливаемого резинового диска, точного определения его толщины и подбора материала, способного выдерживать циклическую нагрузку не менее 30 000 ч.

Список источников

1. Пластинин П. И. Поршневые компрессоры. В 2 т. Т. 2. Основы проектирования. Конструкции. 3-е изд., перераб. и доп. Москва: КолосС, 2008. 711 с.
2. Щерба В. Е. Теория, расчет и конструирование поршневых компрессоров объемного действия. 2-е изд., доп. Москва: Юрайт, 2023. 323 с.
3. Кузнецов Л. Г., Молодова Ю. И., Прилуцкий А. И. Повышение герметичности поршневых компрессоров и детандеров // Холодильная техника. 1999. № 9. С. 24–25.
4. Юша В. Л. Системы охлаждения и газораспределения объемных компрессоров: моногр. Новосибирск: Наука, 2006. 286 с. ISBN 5-02-023169-X. EDN: QMJZJN.
5. Пат. 2694104 Российская Федерация, МПК F 04 B 39/04 (2006.01), F 04 B 53/14 (2006.01). Поршневой компрессор / Юша В. Л., Бусаров С. С., Недовенчаный А. В. [и др.]. № 2018132179; заявл. 07.09.2018; опубл. 09.07.2019. Бюл. № 19. 5 с.
6. Котлов А. А. Математическая модель воздушного поршневого компрессора среднего давления для решения задач энергоаудита: дис. ... канд. техн. наук. Санкт-Петербург, 2011. 138 с.
7. Котлов А. А., Бураков А. В. Сравнительный анализ работы одноступенчатого поршневого компрессора, сжимающего различные газы // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2019. Т. 3, № 4. С. 26–35. DOI: 10.25206/2588-0373-2019-3-4-26-35.
8. Прилуцкий И. К. Разработка, исследование и создание поршневых компрессоров и детандеров для криогенной техники: дис. ... д-ра техн. наук. Ленинград, 1991. 401 с.
9. Юша В. Л., Бусаров С. С., Недовенчаный А. В., Гошля Р. Ю. Экспериментальное исследование рабочих процессов тихоходных длинноходовых бесшмазочных поршневых компрессорных ступеней при высоких отношениях давлений нагнетания к давлению всасывания. Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2018. Т. 2, № 2. С. 13–18. DOI: 10.25206/2588-0373-2018-2-2-13-18.
10. Юша В. Л., Бусаров С. С. Экспериментальная оценка индикаторного коэффициента подачи поршневой длинноходовой компрессорной ступени // Компрессорная техника и пневматика. 2020. № 3. С. 39–41.
11. Yusha V. L. Experimental evaluation of the efficiency of long-stroke, low-speed reciprocating compressor stages in compression of different gases // Chemical and Petroleum Engineering. 2018. Vol. 54. P. 593–597. DOI: 10.1007/s10556-018-0520-1.
12. Кассандрова О. Н., Лебедев В. В. Обработка результатов. Москва: Наука, 1970. 104 с.

13. Грановский В. С., Сирая Т. Н. Методы обработки экспериментальных данных при измерениях. Ленинград: Энергоатомиздат, 1990. 288 с.

БУСАРОВ Сергей Сергеевич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

AuthorID (РИНЦ): 610336

AuthorID (SCOPUS): 51560987400

Адрес для переписки: bssi1980@mail.ru

БАКУЛИН Константин Александрович, студент гр. ТМО-192 Нефтехимического института ОмГТУ, г. Омск.

Адрес для переписки: konstantin_bakulin_2001@mail.ru

КОБЫЛЬСКИЙ Роман Эдуардович, ассистент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск.

AuthorID (РИНЦ): 3985-1096

AuthorID (SCOPUS): 57220077521

БУСАРОВ Игорь Сергеевич, ассистент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 5775-5330

AuthorID (SCOPUS): 57191038188

Адрес для переписки: habr86@mail.ru

Для цитирования

Бусаров С. С., Бакулин К. А., Кобыльский Р. Э., Бусаров И. С. Перспективы создания современных поршневых компрессоров с повышенной производительностью // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 25–31. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-25-31.

Статья поступила в редакцию 23.11.2023 г.

© С. С. Бусаров, К. А. Бакулин, Р. Э. Кобыльский,
И. С. Бусаров



PROSPECTS FOR CREATING MODERN PISTON COMPRESSORS WITH INCREASED PERFORMANCE

S. S. Busarov, K. A. Bakulin, R. E. Kobylskiy, I. S. Busarov

Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

The current level of performance of piston compressors, characterized by the delivery coefficient, is at the level of 0,7. Advanced designs have higher rates, reaching values of 0,8...0,85. However, the negative effect of dead volume prevents the performance level of, for example, screw compressors from being achieved. Therefore, reducing the influence of dead volume on productivity can be considered the main task in improving modern piston machines.

The presented work proposes a solution to eliminate the influence of the most significant component of the dead volume — linear space. As experimental studies have shown, the use of elastic discs mounted on the piston will virtually eliminate linear dead volume, ensure operational safety and increase the flow rate to 14 %.

Keywords: piston compressor, dead volume, performance, adiabatic efficiency, power, experiment, linear dead volume.

References

1. Plastinin P. I. Porshnevyye kompressory. V 2 t. T. 2. Osnovy proyektirovaniya. Konstruktsii [Piston compressors. In 2 vols. Vol. 2. Fundamentals of Design. Constructions]. 3rd ed. Moscow, 2008. 711 p. (In Russ.).
2. Shcherba V. E. Teoriya, raschet i konstruirovaniye porshnevnykh kompressorov ob'yemnogo deystviya [Theory, calculation and design of positive displacement piston compressors]. 2nd ed., add. Moscow, 2023. 323 p. (In Russ.).
3. Kuznetsov L. G., Molodova Yu. I., Prilutskiy A. I. Povysheniye germetichnosti porshnevnykh kompressorov i detanderv [Improving the tightness of piston compressors and expanders] // Kholodil'naya tekhnika. *Refrigeration Equipment*. 1999. No. 9. P. 24–25. (In Russ.).
4. Yusha V. L. Sistemy okhlazhdeniya i gazoraspredeleniya ob'yemnykh kompressorov [Cooling and gas distribution systems for volumetric compressors]. Novosibirsk, 2006. 286 p. EDN: QMJZNJ. (In Russ.).
5. Patent 2694104 Russian Federation, IPC F 04 B 39/04 (2006.01), F 04 B 53/14 (2006.01). Porshnevoy kompressor [Piston-type Compressor] / Yusha V. L., Busarov S. S., Nedovenchanyy A. V. [et al.]. No. 218132179. (In Russ.).
6. Kotlov A. A. Matematicheskaya model' vozdušnogo porshnevoogo kompressora srednego davleniya dlya resheniya zadach energoaudita [Mathematical model of a medium pressure air piston compressor for solving energy audit problems]. Saint Petersburg, 2011. 138 p. (In Russ.).
7. Kotlov A. A., Burakov A. V. Sravnitel'nyy analiz raboty odnostupenchatogo porshnevoogo kompressora, szhimayushchego razlichnyye gazy [Comparative analysis of single-stage reciprocating compressor compressing different gases] // Omskiy nauchnyy vestnik. Ser. Aviatsonno-raketnoye i energeticheskoye mashinostroyeniye. *Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2019. Vol. 3, no. 4. P. 26–35. DOI: 10.25206/2588-0373-2019-3-4-26-35. (In Russ.).
8. Prilutskiy I. K. Razrabotka, issledovaniye i sozdaniye porshnevnykh kompressorov i detanderv dlya kriogennoy tekhniki [Development, research and creation of piston compressors and expanders for cryogenic technology]. Leningrad, 1991. 401 p. (In Russ.).
9. Yusha V. L., Busarov S. S., Nedovenchanyy A. V., Goshlyaya R. Yu. Eksperimental'noye issledovaniye rabochikh protsessov tikhokhodnykh dlinnokhodovykh bessmazochnykh porshnevnykh kompressorov stupeney privysokikh otnosheniyakh davleniy nagnetaniya k davleniyu vsasyvaniya [Experimental study of working processes of low-speed longstroke lubrication free piston compressor stages at high discharge pressure to suction pressures] // Omskiy nauchnyy vestnik. Ser. Aviatsonno-raketnoye i energeticheskoye mashinostroyeniye. *Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2018. Vol. 2, no. 2. P. 13–18. DOI: 10.25206/2588-0373-2018-2-2-13-18. (In Russ.).
10. Yusha V. L., Busarov S. S. Eksperimental'naya otsenka indikatornogo koeffitsiyenta podachi porshnevoy dlinnokhodovoy kompressoroy stupeni [Experimental assessment of the indicator feed coefficient of a piston long-stroke compressor stage] // Kompressoraya tekhnika i pnevmatika. *Compressor Technology and Pneumatics*. 2020. No. 3. P. 39–41. (In Russ.).
11. Yusha V. L. Experimental evaluation of the efficiency of long-stroke, low-speed reciprocating compressor stages in compression of different gases // Chemical and Petroleum Engineering. 2018. Vol. 54. P. 593–597. DOI: 10.1007/s10556-018-0520-1. (In Engl.).
12. Kassandrova O. N., Lebedev V. V. Obrabotka rezul'tatov [Processing of observation results]. Moscow, 1970. 104 p. (In Russ.).
13. Granovskiy V. S., Siraya T. N. Metody obrabotki eksperimental'nykh dannykh pri izmereniyakh [Methods for processing experimental data during measurements]. Leningrad, 1990. 288 p. (In Russ.).

BUSAROV Sergey Sergeevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.
AuthorID (RSCI): 610336
AuthorID (SCOPUS): 51560987400
Correspondence address: bssi1980@mail.ru

BAKULIN Konstantin Aleksandrovich, Student of gr. TMO-192 of Petrochemical Institute, OmSTU, Omsk.
Correspondence address: konstantin_bakulin_2001@mail.ru

KOBYLSKIY Roman Eduardovich, Assistant of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

AuthorID (RSCI): 3985-1096

AuthorID (SCOPUS): 57220077521

BUSAROV Igor Sergeevich, Assistant of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 5775-5330

AuthorID (SCOPUS): 57191038188

Correspondence address: habr86@mail.ru

For citations

Busarov S. S., Bakulin K. A., Kobylskiy R. E., Busarov I. S. Prospects for creating modern piston compressors with increased performance // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 25–31. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-25-31.

Received November 23, 2023.

© S. S. Busarov, K. A. Bakulin, R. E. Kobylskiy, I. S. Busarov



УСЛОВНО ДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ РАБОТЫ ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОМПРЕССОРА В АГРЕГАТНУЮ ЛИНИЮ РЕЦИРКУЛЯЦИИ

А. Д. Ванышов

Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

Разработана методика условно динамического (квазидинамического) гидравлического и теплового расчета линий рециркуляции компрессорных станций. В качестве примера рассмотрено решение задачи по реконструкции линейной компрессорной станции магистрального газопровода. С использованием разработанной методики предложены варианты модернизации существующей линии рециркуляции с целью повышения ее пропускной способности. Выполнен анализ изменения температуры газа в линии рециркуляции за счет различных факторов (теплообмена с грунтом, дросселирования) на пусковых режимах постоянных и переменных оборотах ротора компрессора. Выполнен анализ изменения времени цикла рециркуляции и интенсивности роста температуры на входе в компрессор в единицу времени.

Ключевые слова: антипомпажный клапан, газодинамическая характеристика, газоперекачивающий агрегат, линия рециркуляции, компрессорная станция, компрессорная установка, центробежный компрессор.

Актуальность исследования

Решение вопросов эффективной и надежной эксплуатации компрессорных установок (КУ) с центробежными компрессорами (ЦК) в различных технологических процессах, в том числе в нефтяной и газовой промышленности, на различных эксплуатационных режимах, которые, как известно, зачастую не соответствуют проектным, а во многих случаях являются переменными или нестабильными, является важной задачей. Кроме того, немаловажным является обеспечение надежности и стабильности пуска и останова КУ, что обусловлено изменением режима компримирования газа, сменой рабочей и резервной КУ, вводом в эксплуатацию объекта после ремонта и другими факторами.

Указанные выше технологические операции для КУ с ЦК выполняются при работе в линии рециркуляции (ЛР) или байпасные линии, соединяющие стороны нагнетания и всасывающей стороной КУ с установленными в них антипомпажными (АПК) и регулирующими клапанами.

Для линейных, дожимных компрессорных станций (КС) и компрессорных цехов (КЦ) объектов добычи и транспорта природного газа, компримирования попутного нефтяного газа применяют агрегатные (для каждой КУ или газоперекачивающего агрегата (ГПА)) и цеховые (для всех параллельно подключенных ГПА) линии рециркуляции.

Работа компрессора на агрегатную ЛР необходима, которая в данном случае является для него сетью, на режимах пуска и останова характеризуется заданным изменением частоты вращения ротора. Нестабильность работы системы «компрессор—сеть» в данном случае возможна при постоянной или переменной частоте вращения ротора и связана, в том числе с нестационарностью изменения температуры всасываемого газа.

Работа компрессора на агрегатную ЛР необходима в следующих случаях:

- пуск КУ и выход на требуемый режим;
- нормальный или аварийный останов КУ;
- применение антипомпажной защиты;
- проведение теплотехнических испытаний (снятие газодинамических характеристик) при приемке в эксплуатацию и при проведении параметрической диагностики.

Для КС и КЦ, состоящих из нескольких параллельно работающих КУ, работа на режимах пуска и останова может осуществляться по следующим сценариям:

- пуск первой КУ в линию рециркуляции (остальные КУ остановлены);
- пуск одной КУ в линию рециркуляции при работающих других КУ.

Для всех перечисленных выше случаев работы КУ в агрегатную и цеховую ЛР будет происходить непрерывный рост температуры газа на входе в компрессор, причем наиболее интенсивный рост температуры будет при одной КУ в работе и остановленных других КУ. Для пусковых режимов, которые являются непродолжительными по времени, данное изменение не является существенным, а в случае необходимости более длительной работы, например, для проведения теплотехнических испытаний с станционных условий, будет иметь место нестабильность условий на входе в компрессор, что необходимо учитывать при обработке данных, а также для планирования испытаний.

Следует отметить, что в актуальной в настоящее время нормативно-технической документации имеется недостаточно сведений и требований по проектированию линий рециркуляции и выбору типоразмера регулирующих и АПК [1–3], некоторые случаи ошибочных решений по выбору пропускной способности АПК, приводящих к аварийным ситуа-

циям, содержатся в [4, 5]; вопросы проектирования трубопроводной обвязки рассмотрены в [6, 7]. Методика статического анализа работы компрессора в линию рециркуляции приведена в [8–10]. Для динамического моделирования поведения компрессора в режимах пуска и останова с целью избежать неверных решений при выборе типоразмера АПК и трубопроводной обвязки КУ используются специализированные программные комплексы, например HYSYS [11–15], применение которых также не гарантирует нахождение точного и однозначного решения.

Ошибочные решения в определении диаметра и точки подключения линии рециркуляции, а также пропускной способности антипомпажных и регулирующих клапанов может привести к усложнению процесса одновременной работы в ЛР двух КУ (например, одна в режиме пуска, вторая — в режиме останова) вследствие значительного увеличения скоростей газа и срабатывания антипомпажной защиты.

Объект исследования и методика расчета

Методика расчетного анализа системы «компрессор–сеть», состоит в определении зависимости сопротивления сети, т.е. агрегатной (или цеховой) ЛР с АПК (или регулирующим клапаном), крутизна которой зависит от степени открытия АПК и совмещение её с газодинамической характеристикой (ГДХ) ЦК в рабочем диапазоне частот вращения ротора или с применением других способов регулирования.

На большинстве КС агрегатная ЛР представляет собой комбинацию участков: трубопровод от АПК № 6р до врезки в общий для всех КУ коллектор рециркуляционной линии до врезки на вход установки очистки газа с сепараторами и пылеуловителями, цеховой (станционный) всасывающий коллектор, всасывающий трубопровод ЦК.

Разработана методика условно динамического (квазидинамического) гидравлического и теплового расчета ЛР с использованием зависимостей для расчетов потерь давления на линейных участках и местных потерь (отводы, тройники, запорно-регулирующая арматура), теплообмена с грунтом и эффекта дросселирования в АПК и ЛР, алгоритм расчёта и основные уравнения представлены ниже.

Для расчёта цеховой ЛР задаются начальные параметры газа на входе в КС (давление P_n , температура T_n и расход газа $Q_{гКС}$ количество работающих ГПА (КУ)). Для расчёта агрегатной ЛР задаётся число оборотов $n_{об}$ и производительность компрессора $Q_{гГПА}$ для заданных оборотов. Пересчитывается объёмная производительность при стандартных условиях на условия всасывания.

Задаётся отношение давлений ЦК ϵ_k , соответствующее заданной производительности и оборотам.

Определяется конечное давление газа на выходе ЦК, МПа

$$P_k = P_n(i) \cdot \epsilon_k(i). \quad (1)$$

Политропный КПД вычисляется по функциональной зависимости $\eta_n(i) = f(Q(i))$.

Температура газа на выходе ЦК, К

$$T_k(i) = T_n(i) \cdot (\epsilon_k(i))_{1/\sigma}, \quad (2)$$

где $\sigma(i) = \eta_n(i)k/(k-1)$ — число политропы сжатия.

Рассчитываются суммарные потери давления $\Delta P_{\text{ЛР},\Sigma}$ в агрегатной или цеховой ЛР, которые складываются из потерь на трение $\Delta P_{\text{тр}}$, местных потерь ΔP_m и потерь давления в клапане $\Delta P_{\text{кл}}$, МПа

$$\Delta P_{\text{ЛР},\Sigma(i)} = \Delta P_{\text{тр}(i,j)} + \Delta P_{m(i,j)} + \Delta P_{\text{кл}(i)}. \quad (3)$$

Потери давления на трение на прямых участках ЛР

$$\Delta P_{\text{тр},(j)} = \lambda_{(j)} \cdot (l_{(j)} / D_{\text{вн}(j)}) \cdot 0,5 \rho_{(j)} \cdot C_{(j)}^2, \quad (4)$$

где $\lambda_{(j)}$ — коэффициент сопротивления трения; $l_{(j)}$ — длина прямолинейного участка, мм; $D_{\text{вн}(j)}$ — внутренний диаметр трубопровода на данном участке, мм; $\rho_{(j)}$ — плотность газа в элементе, кг/м³; $C_{(j)}$ — скорость газа на участке трубопровода, м/с.

Коэффициент сопротивления трения по рекомендации ВНИИГАЗа [1]

$$\lambda_{(j)} = 0,067 \left(\frac{158}{\text{Re}} + \frac{2K}{D_{\text{вн}(j)}} \right)^{0,2}, \quad (5)$$

где $\text{Re} = V_{(j)} \cdot D_{\text{вн}(j)} \cdot \rho_{(j)} / \mu$ — число Рейнольдса; K — шероховатость внутренней поверхности трубопровода, мм; μ — коэффициент динамической вязкости, Па·с.

Потери давления на участках местных сопротивлений

$$\Delta P_{m(j)} = 0,5 \xi_{m(j)} \cdot \rho_{(j)} \cdot C_{(j)}^2, \quad (6)$$

где $\xi_{m(j)}$ — коэффициент местного гидравлического сопротивления.

Потери давления в регулирующем клапане

$$\Delta P_{\text{кл}} = 0,5 \xi_{\text{кл}} \cdot \rho_{\text{вх(кл)}} \cdot C_{\text{вх(кл)}}^2. \quad (7)$$

Коэффициент сопротивления клапана зависит от степени его открытия и коэффициента пропускной способности (K_v) при полном его открытии

$$\zeta_{\text{кл},100\%} = \frac{200}{Kv_{100\%}^2} \cdot f_{\text{кл}}^2. \quad (8)$$

Зависимость коэффициента пропускной способности, а значит, и коэффициента сопротивления от степени открытия клапана может быть линейной или равнопроцентной.

Находится давление газа в конце ЛР, т.е. на входе КС, которое должно быть равно заданному начальному давлению $P_{n(i)}$, т.е. выполняется проверка условия:

$$P_{n(i+1)} = P_{\text{к}(i)} - \Delta P_{\text{ЛР},\Sigma(i)} = P_{n(i)}. \quad (9)$$

В случае если $P_{n(i+1)} \neq P_{n(i)}$, то значение ϵ_k корректируется:

$$\epsilon_{k(i+1)} = \epsilon_{k(i)} + \delta \epsilon_k,$$

где $\delta \epsilon_k$ — итерационная прибавка, рекомендуется $\delta \epsilon_k = 0,001$.

Далее расчет повторяется, начиная с формулы (1).

Если условие $P_{n(i+1)} = P_{n(i)}$ выполняется, тогда найденные значения ε_k и P_n считаются определенными для заданного режима.

Аналогичным образом для других значений расхода газа при других оборотах находятся соответствующие ε_k .

Выполняется построение характеристик сети — ЛР в виде зависимости $\varepsilon_k = f(Q)$, которая совмещается с ГДХ ЦК для оценки положения рабочей точки.

На изменение температуры газа на входе ЦК влияет характер работы КС в режиме «кольцо»:

— режим частичной рециркуляции с добавлением к байпасируемому газу газа из газопровода (например, пуск 1-го ГПА в агрегатную ЛР, в то время как другие ГПА работают в режиме подачи газа в газопровод);

— режим полной рециркуляции (например, пуск 1-го ГПА в агрегатную ЛР, в то время как другие ГПА остановлены).

Для режима частичной рециркуляции изменение температуры в ЛР за счет подогрева от перепускаемого газа

$$T_{n(i+1)} = \frac{T_{n(i)} Q_{gKC} + T_{nep} Q_{g,nep}}{Q_{gKC} + Q_{g,nep}}, \quad (10)$$

где $T_{n(i)}$, T_{nep} , Q_{gKC} , $Q_{g,nep}$ — температуры и расход газа, соответственно поступающего из МГ и перепускаемого, К, млн м³/сут.

При перепуске газа через линию с краном № 6, его температура принимается равной температуре конца сжатия в ЦК $T_{nep} = T_k$, при перепуске газа через кран № 36 — температуре после охлаждения в АВО $T_{nep} = T_{ох}$.

Изменение температуры газа на входе ЦК на режиме полной рециркуляции происходит за счет подогрева от перепускаемого газа, теплообмена с окружающей средой (грунтом) и расширением газа (эффект дросселирования).

В результате решения определяется интенсивность роста температуры на агрегатной кольцевой линии, которая представляет собой отношение прироста температуры на входе в ЦК ΔT к времени t , за которое количество газа, находящегося в элементах ЛР, совершит полный кольцевой цикл $\Delta T_n^+ / \tau_u$.

Изменение температуры в трубопроводе происходит за счет теплообмена с окружающей средой (грунтом) и расширением газа (эффект дросселирования) и может быть определено по уравнению

$$dT = - \frac{K \pi D_n (T - T_0)}{G c_p} dx - D_t dP \quad (11)$$

или на элементарном участке трубопровода

$$\frac{dT}{dx} = - \frac{K \pi D_n (T - T_0)}{G c_p} - D_t \frac{dP}{dx}, \quad (12)$$

где K — коэффициент теплопередачи от газа в окружающую среду, Вт/(м²·К); T — температура газа в элементарном участке трубы dx , °С; T_0 — температура окружающей среды, °С; D_n — наружный диаметр трубопровода, м; c_p — удельная изобарная теплоемкость газа, Дж/(кг·К); G — массовый расход, кг/с; D_t — коэффициент Джоуля — Томсона, К/МПа [1].

Коэффициент теплопередачи

$$K = (1/\alpha_{газ} + R_{из} + 1/\alpha_{гр})^{-1},$$

где $\alpha_{газ}$, $\alpha_{гр}$ — коэффициенты теплоотдачи соответственно от газа к стенке трубы и от наружной поверхности трубопровода в окружающую среду, Вт/(м²·К) [1];

$R_{из}$ — термическое сопротивление изоляции, Вт/(м²·К);

$R_{из} = (D_n/2) \cdot (1 + 2\delta_{из}/D_n)$, где $\delta_{из}$ — толщина изоляции трубопровода, м; $\lambda_{из}$ — коэффициент теплопроводности материала изоляции, Вт/(м·К).

Считаем, что коэффициент теплопередачи $K = K_{cp}$, изобарная теплоемкость c_p постоянны для всей ЛР, тогда изменение температуры газа за счёт теплообмена с грунтом на участках ЛР

$$\Delta T_{(i,j)}^{mo} = - \frac{K_{cp} \cdot \pi \cdot (T_{(i,j)} - T_0)}{G \cdot c_p} \left(\sum_{j=1}^n D_n^j \cdot L^j \right). \quad (13)$$

Как правило, линия рециркуляции состоит из агрегатной линии (А.Л.) и цехового коллектора (Ц.К.), тогда:

$$\Delta T_{(i)}^{mo} = - \frac{K_{cp} \cdot \pi \cdot (T_{(i)} - T_0)}{G \cdot c_p} \times \left(D_n^{А.Л.} \cdot L^{А.Л.} + D_n^{Ц.К.} \cdot L^{Ц.К.} \right).$$

Изменение температуры газа за счёт эффекта дросселирования на участках агрегатной линии (А.Л.) и цехового коллектора (Ц.К.)

$$\Delta T_{(i,j)}^{gp} = D_t \left(\sum_{j=1}^n (\Delta P_{А.Л.(i,j)} / L_j) \right). \quad (14)$$

Для ЛР, состоящей из А.Л. и Ц.К., $\Delta T_{(i)}^{gp} = D_t (\Delta P_{А.Л.(i)} / L^{А.Л.} + \Delta P_{Ц.К.(i)} / L^{Ц.К.})$.

Снижение температуры газа в результате дросселирования на АПК, К:

$$\Delta T_{(i)}^{ка} = D_t \Delta P_{ка(i)} \approx D_t (P_{к(i)} - P_{н(i)} + \sum_{j=1}^n \Delta P_{(j)}), \quad (15)$$

где $\sum_{j=1}^n \Delta P_{(j)}$ — потери давления на участке, включающем АПК, агрегатную линию рециркуляции, цеховой коллектор, установку очистки газа, цеховой всасывающий коллектор, агрегатный всасывающий трубопровод.

Суммарное снижение температуры в линии рециркуляции, К

$$\Delta T_{\Sigma(i)}^{охла} = \Delta T_{(i)}^{gp} + \Delta T_{(i)}^{mo} + \Delta T_{(i)}^{ка}. \quad (16)$$

Температура газа на входе ЦК после линии рециркуляции, К

$$T_{n(i+1)} = T_{к(i)} - \Delta T_{\Sigma(i)}^{охла}. \quad (17)$$

Приращение температуры на входе в ЦК, К

$$\Delta T_n^+ = T_{n(i+1)} - T_{n(i)}. \quad (18)$$

Время цикла рециркуляции, сек

$$\tau_u = V_{г(ЛР)} \cdot \rho_{cp} / G_{гПА}. \quad (19)$$

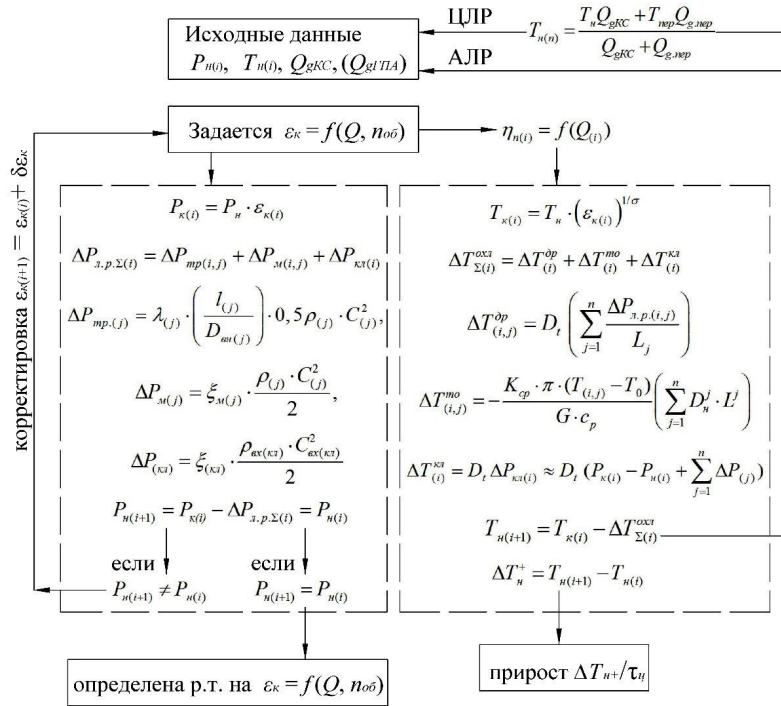


Рис. 1. Блок-схема решения задачи совместной работы компрессора на линию рециркуляции
 Fig. 1. Flowchart for solving the problem of compressor co-operation on the recirculation line

где $V_{r(ЛР)}$ — геометрический объём коммуникаций линии рециркуляции, м³; ρ_{cp} — средняя плотность газа в объёме коммуникаций ЛР, кг/м³; $G_{ГПА}$ — массовая производительность ГПА, кг/с.

Прирост температуры в единицу времени: $\Delta T_n^+ / \tau_n$.

Важным, для достоверной оценки положения рабочей точки на характеристиках ЦК, является необходимость их пересчета из представления — при заданном номинальном конечном давлении ($P_k^{ном} = \text{const}$), в другой вид — при заданном фактическом начальном давлении ($P_n = \text{const}$).

Краткий алгоритм реализации разработанной методики представлен в виде блок-схемы на рис. 1.

С использованием разработанного алгоритма выполнен анализ неустойчивости пусковых режимов на примере одной линейной КС системы магистральных газопроводов, в которой к существующим 4-м КУ, в данном случае газоперекачивающим агрегатам (ГПА), дополнительно установлены еще два ГПА. Расчётная схема существующей (до модернизации) агрегатной ЛР приведена на рис. 2. Поскольку точка врезки цехового коллектора агрегатной ЛР со всасывающим коллектором КС реализована на узле подключения к магистральному газопроводу, в том числе вследствие заниженного диаметра ЛР, она имеет повышенное гидравлическое сопротивление, что приводило при одновременной работе двух КУ на байпасной линии к аварийным остановам КУ и КЦ из-за срабатывания антипомпажной защиты.

Полученные результаты расчетов подтвердили данную проблему. На рис. 3 показаны результаты расчёта сопротивления ЛР с учётом только сопротивления АПК (без учёта ЛР), только с учётом сопротивления ЛР (без учёта АПК) и с учётом сопротивления АПК и ЛР. Сравнение с результатами расчёта сопротивления только лишь АПК при

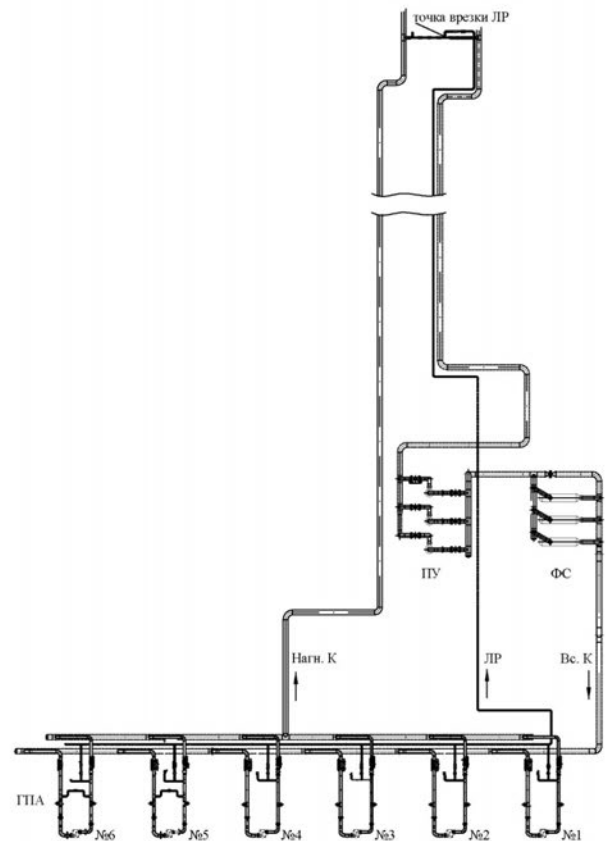


Рис. 2. Расчётная схема существующей агрегатной линии рециркуляции: ЛР — линия рециркуляции; ПУ — пылеуловители; ФС — фильтр-сепараторы; ГПА — газоперекачивающие агрегаты (№ 1–6); Вс.К — всасывающий коллектор; Нагн.К — нагнетательный коллектор
 Fig. 2. Design diagram of the existing recirculation train: ЛР — recycle line; ПУ — dust collectors; ФС — filter separators; ГПА — gas-compressor units (№ 1–6); Вс.К — suction collector; Нагн.К — discharge collector

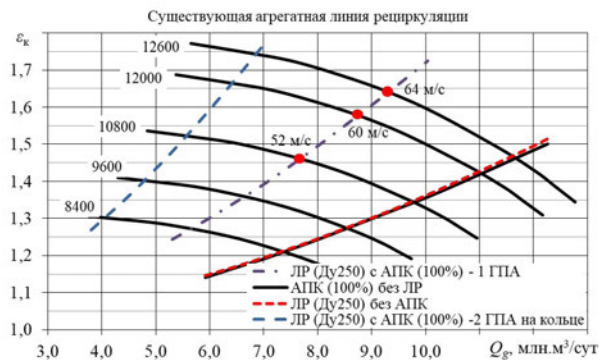


Рис. 3. Результаты расчета существующей агрегатной линии рециркуляции с антипомпажным клапаном
Fig. 3. Results of calculation of existing recirculation line with anti-surge valve

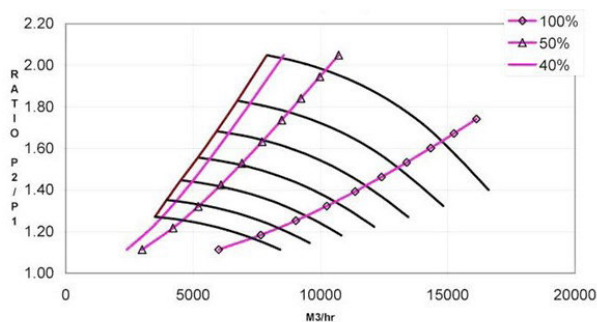


Рис. 4. Результаты расчёта пропускной способности антипомпажного клапана Fisher совместно с газодинамической характеристикой компрессора C402 по данным Solar Turbines при степени открытия 40 %, 50 %, 100 %
Fig. 4. Fisher Anti-Surge Valve Capacity Calculation Results in Conjunction with Compressor Gas Dynamic Performance C402 according to Solar Turbines at an opening rate of 40 %, 50 %, 100 %

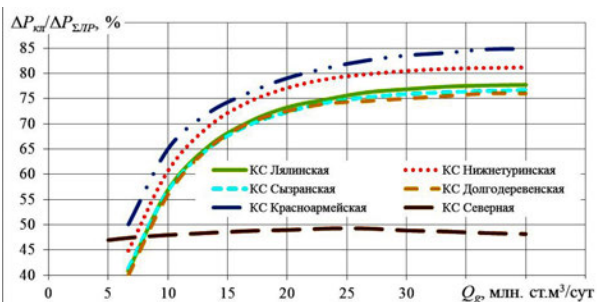
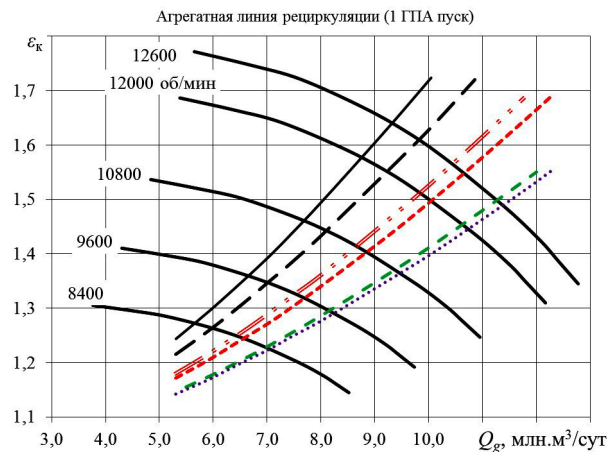


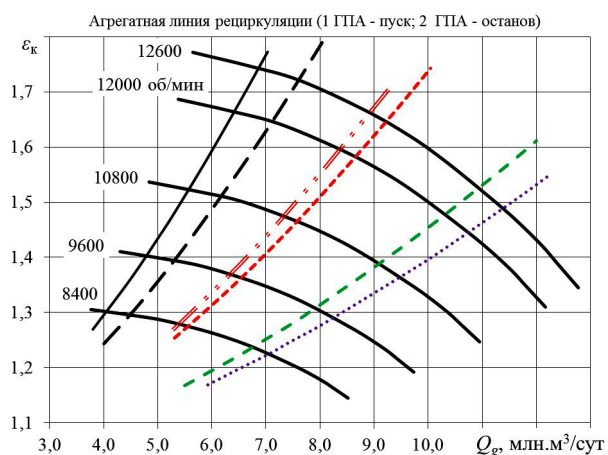
Рис. 5. Доля потерь давления в клапане от потерь давления во всей агрегатной линии рециркуляции
Fig. 5. Fraction of pressure losses in the valve due to pressure losses in the entire recirculation line

его открытия на 100 %, предоставленными фирмой Solar (поставщиком оборудования) и приведенными на рис. 4, показало практически точное совпадение с результатами расчётов по разработанному алгоритму. Ошибочные проектные решения, допущенные поставщиком оборудования, могут быть объяснены тем, что для большинства подобных объектов, как показывает опыт проектирования и реконструкции КС, сопротивление собственно АПК составляет около 75–80 % от сопротивления всей линии (рис. 5), включая АПК и сопротивление самой линии,



— Существующая ЛР (Ду 250) с АПК (100%)
— Длинная ЛР (Ду 300) с АПК (100%)
— Укороченная ЛР (Ду 400) с АПК (100%)

а)



— Укороченная ЛР (Ду 250) с АПК (100%)
— Укороченная ЛР (Ду 300) с АПК (100%)
— Укороченная ЛР (Ду 500) с АПК (100%)

б)

Рис. 6. Результаты расчета вариантов модернизации агрегатной линии рециркуляции: а) для одного ГПА; б) для двух ГПА
Fig. 6. Results of calculation of options for modernization of the recirculation line: а) for one GPU; б) for two GPU

не учитывают при выборе типоразмера АПК, что и произошло на данном объекте.

По результатам расчета видно, что существующая линия рециркуляции не удовлетворяет пропускной способности как при работе одного ГПА, тем более двух ГПА. При работе одного ГПА в ЛР скорости газа в ней превышают допустимые 50 м/с. При работе одновременно в режиме пуска двух ГПА (или 1 ГПА — пуск, 2 ГПА — останов) рабочие точки на ГДХ компрессора находятся вблизи границы помпажа (менее уставки в 10 %) при условии 100 % открытия АПК (рис. 3).

С использованием разработанной методики предложены варианты модернизации существующей ЛР с целью повышения её пропускной способности (рис. 6):

— уменьшение длины линии рециркуляции Ду 250 с переносом точки врезки на вход установки очистки газа;

— увеличение диаметра линии рециркуляции до Ду 300;

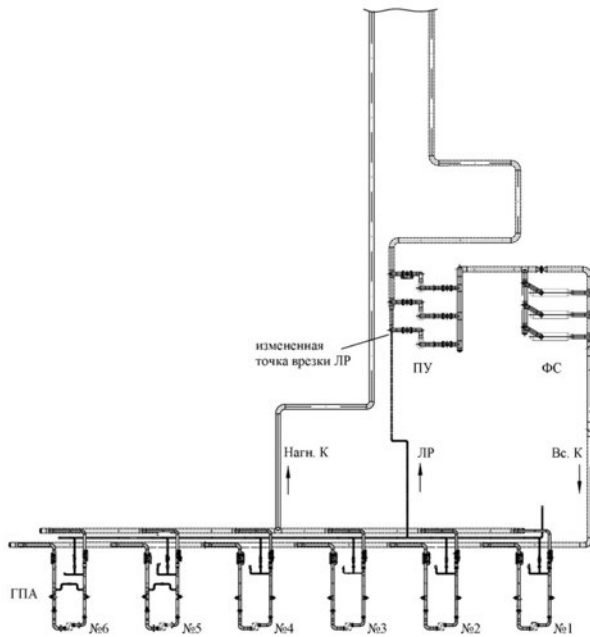


Рис. 7. Расчетная схема изменённой агрегатной линии рециркуляции: ЛР — линия рециркуляции; ПУ — пылеуловители; ФС — фильтр-сепараторы; ГПА — газоперекачивающие агрегаты (№ 1–6); ВК — всасывающий коллектор; Нагн.К — нагнетательный коллектор
 Fig. 7. Design diagram of the revised recirculation line: ЛР — recyle line; ПУ — dust collectors; ФС — filter separators; ГПА — gas-compressor units (№ 1–6); ВК — suction collector; Нагн.К — discharge collector

- уменьшение длины ЛР с увеличением диаметра до Ду 300;
- уменьшение длины ЛР с увеличением диаметра до Ду 400;
- уменьшение длины ЛР с увеличением диаметра до Ду 500.

По результатам анализа вариантов модернизации принято решение по увеличению ее диаметра с Ду 250 до Ду 400 и переносом точки врезки на вход установки очистки, в результате чего ее протяжённость сократилась в 7 раз (рис. 7).

С другой стороны, сокращение протяженности агрегатной ЛР приводит к снижению интенсивности охлаждения газа на участке от АПК № 6р до всасывающего патрубка ЦК, по сравнению с существующей конфигурацией ЛР, за счет уменьшения теплообмена с грунтом ($\Delta T_{то}$) и эффекта дросселирования ($\Delta T_{др}$). Таким образом, общий эффект охлаждения газа в модернизированной ЛР ($\Delta T_{\Sigma то}$) практически обеспечивается только за счёт дросселирования в антипомпажном клапане ($\Delta T_{ка}$). Кроме того, сокращение времени цикла рециркуляции газа ($\tau_{ц}$) приводит к более интенсивному росту температуры на всасывании в компрессор ($\Delta T_{н+}$), т.е. возникает дополнительная нестабильность в режиме работы компрессора. Особенно это неблагоприятно для процесса испытаний по снятию ГДХ ЦК.

Расчеты по представленному алгоритму выполнялись с учетом работы на ЛР одного ГПА (режим «кольцо»), при трех ГПА, работающих в режиме «магистраль», т.е. подачи газа в систему газопроводов.

Результаты расчёта снижения температуры газа в существующей и модернизированной ЛР за счет различных факторов при постоянных оборотах ротора 10800 об/мин показаны на рис. 8.

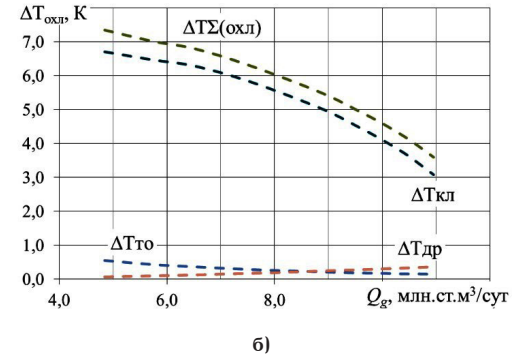
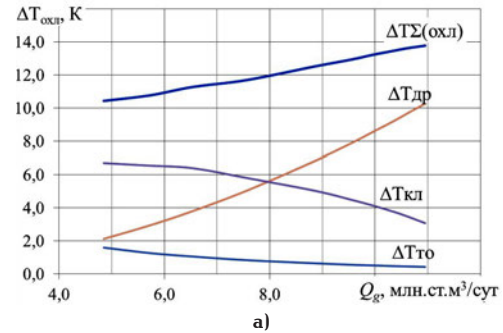


Рис. 8. Изменение температуры газа в агрегатной линии рециркуляции за счет различных факторов при постоянных оборотах ротора 10800 об/мин: а) существующая ЛР; б) модернизированная ЛР
 Fig. 8. Change in gas temperature in the recirculation line due to various factors at constant rotor speeds of 10800 rpm: а) existing recycle line; б) modernized recycle line

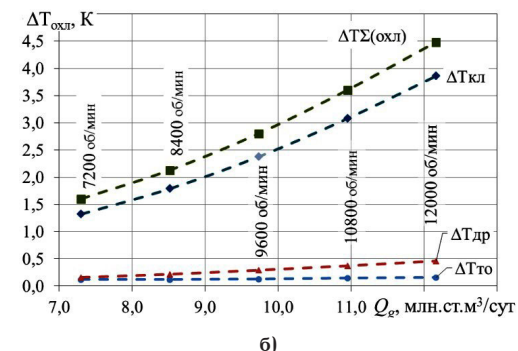
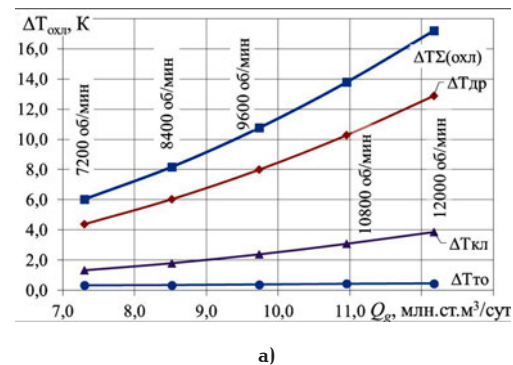


Рис. 9. Изменение температуры газа в агрегатной линии рециркуляции за счет различных факторов при переменных оборотах ротора и открытом на 100 % АПК: а) существующая длинная ЛР; б) модернизированная короткая ЛР
 Fig. 9. Change in gas temperature in the recirculation line due to various factors at variable rotor speeds and open by 100 % anti-surge valve а) existing long recirculation line; б) upgraded short recirculation line

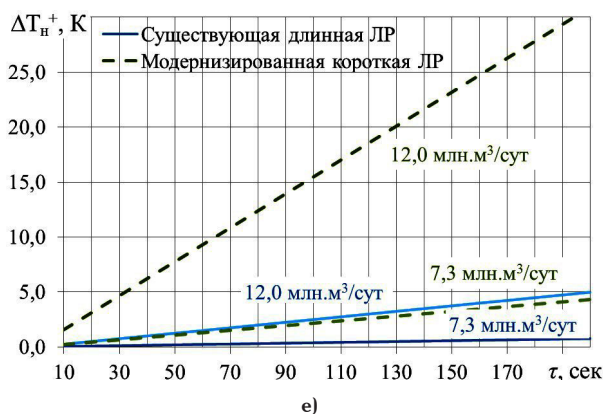
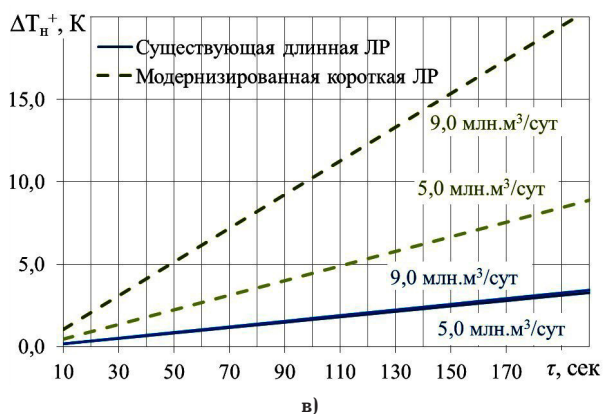
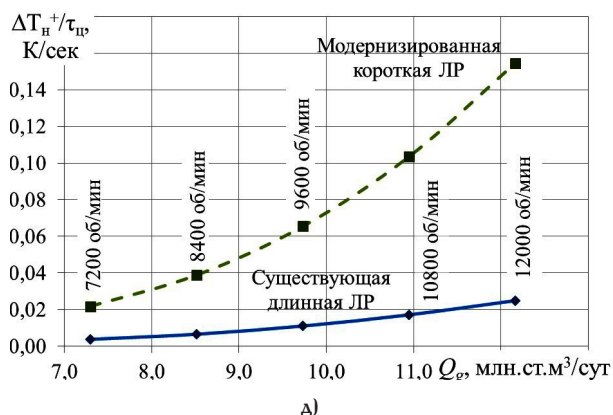
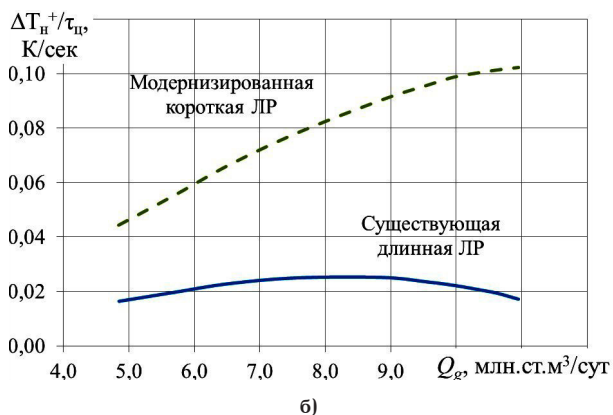
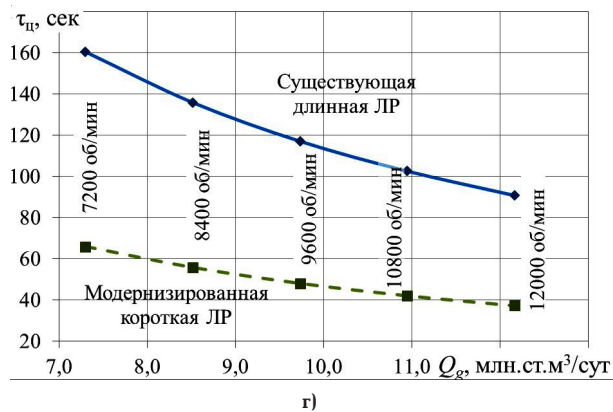
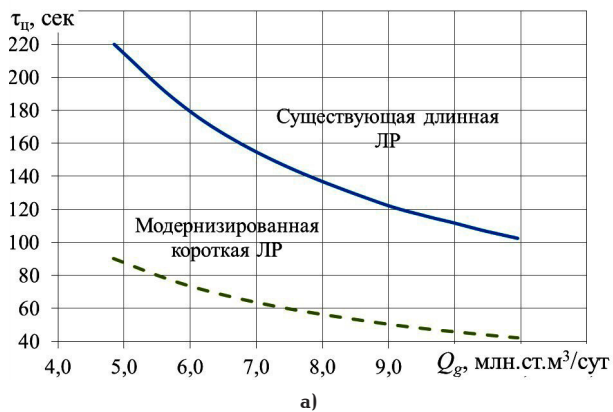


Рис. 10. Результаты условно динамического расчёта существующей и модернизированной линии рециркуляции:
а), г) время цикла рециркуляции; б), д) интенсивность роста температуры на входе в ЦК в единицу времени;
в), е) приращение температуры на входе в ЦК в зависимости от времени работы на ЛР;

а), б), в) при постоянном числе оборотов ротора 10800 об/мин;

г), д), е) при переменных оборотах ротора и открытом на 100 % АПК

Fig. 10. Results of conditionally dynamic calculation of the existing and upgraded recirculation line:

а), г) recirculation cycle time; б), д) the rate of temperature rise at the compressor inlet per unit time;
в), е) increase in compressor inlet temperature depending on the operating time of the recirculation line;

а), б), в) at constant number of rotor revolutions 10800 rpm;

г), д), е) at variable rotor RPM and open by 100 % anti-surge valve

На рис. 9 показаны результаты расчёта изменения температуры газа в существующей и модернизированной ЛР для различных чисел оборотов ротора ЦБК от 7200 об/мин до 12000 об/мин при полностью открытом АПК.

На рис. 10а, б, в показаны результаты условно динамического расчёта существующей и модернизированной линии рециркуляции при постоянном числе оборотов ротора 10800 об/мин, а на рис. 10г, д, е — при переменных оборотах ротора от 7200 об/мин до 12000 об/мин и открытом на 100 % АПК. Вычисляемыми параметрами условно динамическо-

го расчёта на рис. 10 являлись: а), г) время цикла рециркуляции; б), д) интенсивность роста температуры на входе в ЦК в единицу времени $\Delta T_n^+/\tau_c$; в), е) приращение температуры на входе в ЦК в зависимости от времени работы на ЛР.

Как видно, интенсивность роста температуры в линии рециркуляции после ее модернизации увеличится в 3–4 раза по сравнению с ее существующей конфигурацией. Происходит это главным образом из-за снижения эффекта дросселирования за счёт увеличения диаметра и сокращения длины.

Заключение

Таким образом, при выполнении проектировочных или поверочных расчётов агрегатных и цеховых линий рециркуляции необходимо, кроме сопротивления регулирующего или антипомпажного клапана, учитывать сопротивление всей линии рециркуляции с учётом тепловых режимов.

Выполнение условно динамического (квазидинамического) расчёта ЛР позволит определять интенсивность роста температуры на входе в ЦК за время его работы в агрегатную ЛР, что необходимо учитывать, особенно при проведении эксплуатационных испытаний, обработке результатов испытаний при построении интегральных газодинамических характеристик.

Список источников

1. СТО Газпром 2-3.5-051-2006. Нормы технологического проектирования магистральных газопроводов. Введ. 2006–07–03. Москва: ООО ИРЦ Газпром, 2005. 198 с.
2. СТО Газпром 2-4.1-212-2008. Общие технические требования к трубопроводной арматуре, поставляемой на объекты ОАО «Газпром». Введ. 2008–06–14. Москва: ООО ИРЦ Газпром, 2008. 86 с.
3. Рекомендации по повышению виброустойчивости технологических трубопроводов при проектировании и реконструкции КЦ КС. Москва: ООО ВНИИГАЗ, 2002. 29 с.
4. Гузельбаев Я. З. Некоторые особенности динамических свойств центробежных компрессоров и сети // Потребители-производители компрессоров и компрессорного оборудования: тр. 14-го Междунар. симп. Санкт-Петербург, 2008. С. 191–196.
5. Щуровский В. А. Особенности статической и динамической работоспособности ЦБК и газотранспортной сети // Потребители-производители компрессоров и компрессорного оборудования: тр. 18-го Междунар. симп. Санкт-Петербург, 2013. С. 53–58.
6. Акимов В. И., Бакиев Т. А., Скрынников С. В. [и др.]. Обеспечение виброустойчивости технологических трубопроводов пускового контура КС // Газовая промышленность. 2015. № 8 (726). С. 56–59. EDN: UZMVAV.
7. Лапицкий А. Е., Козаченко Л. И., Королев А. А. Особенности заводских (стендовых) и эксплуатационных испытаний центробежных газовых компрессоров // Компрессорная техника и пневматика. 2015. № 6. С. 10–17. EDN: OHMUFL.
8. Филькин Н. Ю., Ванияшов А. Д., Крупников А. В. Анализ режимов работы и выбор типоразмера цехового регулирующего клапана технологической обвязки компрессорных станций // Динамика систем, механизмов и машин. Омск, 10–12 ноября 2009 г. В 5 кн. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2009. Кн. 2. С. 158–162. ISBN 978-5-8149-0766-0.
9. Филькин Н. Ю., Ванияшов А. Д. Выбор типоразмера агрегатного и цехового регулирующего клапанов газоперекачивающих компрессорных станций на основе технико-эко-

номических и гидравлических расчетов // Вакуумная, компрессорная техника и пневмоагрегаты: сб. тр. 3-й Всерос. молодежной науч.-практ. конф., Москва, 01 июня 2021 г. Омск: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. С. 123–128. ISBN 978-5-900025-53-7.

10. Филькин Н. Ю., Юша В. Л., Ванияшов А. Д. Оценка влияния конфигурации локальных участков трубопроводной обвязки компрессорных установок на их теплонапряженное состояние // Тр. 15-й Междунар. науч.-техн. конф. по компрессорной технике. Казань, 19–20 июля 2011 г. В 2 т. Казань: Слово, 2011. Т. 2. С. 21–28.
11. Amin A. A., Maqsood M. T., Mahmood-Ul-Hasan K. Surge protection of centrifugal compressors using advanced anti-surge control system // Measurement and Control. 2021. Vol. 54. P. 1–16. DOI: 10.1177/0020294020983372.
12. Amin A. A., Mahmood-Ul-Hasan K. Advanced anti-surge control algorithm for turbine driven centrifugal compressors // Science International (Lahore). 2015. Vol. 27 (3). P. 1845–1854.
13. Wolfswinkel van O., Smeulders J. P. M. Evaluation of Anti-Surge Control Concepts during ESD Simulation of dynamic process behaviour with PULSIM // Engineering. 2002. P. 1–6. URL: https://folk.ntnu.no/skoge/prost/proceedings/escape12/CD_ESCAPE12_with_supplementary_proceedings/escape/C11.pdf (дата обращения: 11.12.2023).
14. Belardini E., Tapinassi L., Rubino D. T. Modeling of pressure dynamics during surge and ESD // 3rd Middle East Turbomachinery Symposium (METS III). Doha, 2015. P. 1–13. URL: <https://core.ac.uk/download/pdf/187123742.pdf> (дата обращения: 11.12.2023).
15. Morini M., Pinelli M., Venturini M. Development of a One-Dimensional Modular Dynamic Model for the Simulation of Surge in Compression Systems // Journal of Turbomachinery. 2007. Vol. 129 (3). P. 437–447. DOI: 10.1115/1.2447757.

ВАНЯШОВ Александр Дмитриевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» Омского государственного технического университета, г. Омск; начальник отдела по проектированию компрессорных станций ОАО «Сибнефтетранспроект», г. Омск.

SPIN-код: 1103-5921

AuthorID (ПИНЦ): 285096

AuthorID (SCOPUS): 8300390600

Адрес для переписки: adv@omgtu.ru

Для цитирования

Ванияшов А. Д. Условно динамический анализ работы центробежного компрессора в агрегатную линию рециркуляции // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 32–41. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-32-41.

Статья поступила в редакцию 26.01.2024 г.

© А. Д. Ванияшов



CONDITIONALLY DYNAMIC ANALYSIS OF THE CENTRIFUGAL COMPRESSOR OPERATION IN THE AGGREGATE RECIRCULATION LINE

A. D. Vanyashov

Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

The procedure for conditionally dynamic (quasi-dynamic) hydraulic and thermal calculation of recirculation lines of compressor stations has been developed. As an example, the solution to the problem of reconstruction of the linear compressor station of the main gas pipeline is considered. Using the developed methodology, options for upgrading the existing recirculation line in order to increase its throughput are proposed. The gas temperature change in the recirculation line is analyzed due to various factors (heat exchange with soil, throttling) at the starting modes of constant and variable rotations of the compressor rotor. The analysis of the change in the recirculation cycle time and the rate of temperature growth at the compressor inlet per unit time is performed.

Keywords: anti-surge valve, gas dynamic characteristic, gas compressor unit, recirculation line, compressor station, compressor unit, centrifugal compressor.

References

1. STO Gazprom 2-3.5-051-2006. Normy tekhnologicheskogo proyektirovaniya magistral'nykh gazoprovodov [Standards for technological design of main gas pipelines]. Moscow, 2005. 198 p. (In Russ.).
2. STO Gazprom 2-4.1-212-2008. Obshchiye tekhnicheskiye trebovaniya k truboprovodnoy armature, postavlyayemoy na ob"yekty OAO «Gazprom» [General technical requirements for pipeline fittings supplied to the facilities of OJSC «Gazprom»]. Moscow, 2008. 86 p. (In Russ.).
3. Rekomendatsii po povysheniyu vibroustoychivosti tekhnologicheskikh truboprovodov pri proyektirovanii i rekonstruktsii KTs KS [Recommendations for increasing the vibration resistance of process pipelines during the design and reconstruction of Compressor shop Compressor station]. Moscow, 2002. 29 p. (In Russ.).
4. Guzel'bayev Ya. Z. Nekotoryye osobennosti dinamicheskikh svoystv tsentrobezhnykh kompressorov i seti [Some features of the dynamic properties of centrifugal compressors and networks] // Potrebiteli-proizvoditeli kompressorov i kompressornogo oborudovaniya. *Consumers-Manufacturers of Compressors and Compressor Equipment*. Saint Petersburg, 2008. P. 191–196. (In Russ.).
5. Shchurovskiy V. A. Osobennosti staticheskoy i dinamicheskoy rabotosposobnosti TsBK i gazotransportnoy seti [Features of static and dynamic performance of the pulp and paper mill and gas transportation network] // Potrebiteli-proizvoditeli kompressorov i kompressornogo oborudovaniya. *Consumers-Manufacturers of Compressors and Compressor Equipment*. Saint Petersburg, 2013. P. 53–58. (In Russ.).
6. Akimov V. I., Bakiyev T. A., Skrynnikov S. V. [et al.]. Obespecheniye vibroustoychivosti tekhnologicheskikh truboprovodov puskovogo kontura KS [Ensuring vibration resistance of process pipelines of the Compressor station starting circuit] // Gazovaya promyshlennost'. *GAS Industry of Russia*. 2015. No. 8 (726). P. 56–59. EDN: UZMVAB. (In Russ.).
7. Lapisitskiy A. E., Kozachenko L. I., Korolev A. A. Osobennosti zavodskikh (stendovyykh) i ekspluatatsionnykh ispytaniy tsentrobezhnykh gazovyykh kompressorov [Features factory (poster) and operational tests of centrifugal gas compressors] // *Kompressornaya tekhnika i pnevmatika. Compressor Technology and Pneumatics*. 2015. No. 6. P. 10–17. EDN: OHMUFL. (In Russ.).
8. Fil'kin N. Yu., Vanyashov A. D., Krupnikov A. V. Analiz rezhimov raboty i vybor tiporazmera tsekhovogo reguliruyushchego klapana tekhnologicheskoy obvyazki kompressornykh stantsiy [Analysis of operating modes and selection of standard size of a shop control valve for the process piping of compressor stations] // *Dinamika sistem, mekhanizmov i mashin. Dynamics of Systems, Mechanisms and Machines*. In 5 bks. Omsk, 2009. Bk. 2. P. 158–162. ISBN 978-5-8149-0766-0. (In Russ.).
9. Fil'kin N. Yu., Vanyashov A. D. Vybor tiporazmera agregatnogo i tsekhovogo reguliruyushchikh klapanov gazoperekachivayushchikh kompressornykh stantsiy na osnove tekhniko-ekonomicheskikh i gidravlicheskh raschetov [Selection of standard size of unit and shop control valves of gas pumping compressor stations based on technical, economic and hydraulic calculations] // *Vakuumnaya, kompressornaya tekhnika i pnevmoagregaty. Vacuum, Compressor Technology and Pneumatic Units*. Moscow, 2010. P. 123–128. ISBN 978-5-900025-53-7. (In Russ.).
10. Fil'kin N. Yu., Yusha V. L., Vanyashov A. D. Otsenka vliyaniya konfiguratsii lokal'nykh uchastkov truboprovodnoy obvyazki kompressornykh ustanovok na ikh teplonapryazhennoye sostoyaniye [Assessment of the influence of the configuration of local sections of piping of compressor units on their thermally stressed state] // *Trudy 15-y Mezhdunar. nauch.-tekhn. konf. po kompressornoy tekhnike. Proceedings of the 15th Int. Scientific-Technical Conf. on Compressor Technology*. In 2 vols. Kazan, 2011. Vol. 2. P. 21–28. (In Russ.).
11. Amin A. A., Maqsood M. T., Mahmood-Ul-Hasan K. Surge protection of centrifugal compressors using advanced anti-surge control system // *Measurement and Control*. 2021. Vol. 54. P. 1–16. DOI: 10.1177/0020294020983372. (In Engl.).
12. Amin A. A., Mahmood-Ul-Hasan K. Advanced anti-surge control algorithm for turbine driven centrifugal compressors // *Science International (Lahore)*. 2015. Vol. 27 (3). P. 1845–1854. (In Engl.).

13. Wolfswinkel van O., Smeulders J. P. M. Evaluation of Anti-Surge Control Concepts during ESD Simulation of dynamic process behaviour with PULSIM // Engineering. 2002. P. 1–6. URL: https://folk.ntnu.no/skoge/prost/proceedings/escape12/CD_ESCAPE12_with_supplementary_proceedings/escape/C11.pdf (accessed: 11.12.2023). (In Engl.).

14. Belardini E., Tapinassi L., Rubino D. T. Modeling of pressure dynamics during surge and ESD // 3rd Middle East Turbomachinery Symposium (METS III). Doha, 2015. P. 1–13. (In Engl.).

15. Morini M., Pinelli M., Venturini M. Development of a One-Dimensional Modular Dynamic Model for the Simulation of Surge in Compression Systems // Journal of Turbomachinery. 2007. Vol. 129 (3). P. 437–447. DOI: 10.1115/1.2447757. URL: <https://core.ac.uk/download/pdf/187123742.pdf> (accessed: 11.12.2023). (In Engl.).

VANYASHOV Aleksandr Dmitriyevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate

Professor of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, Omsk State Technical University, Omsk; Head of Compressor Station Design Department, OJSC «Sibneftetransproyekt», Omsk.
SPIN-code: 1103-5921
AuthorID (RSCI): 285096
AuthorID (SCOPUS): 8300390600
Correspondence address: adv@omgtu.ru

For citations

Vanyashov A. D. Conditionally dynamic analysis of the centrifugal compressor operation in the aggregate recirculation line // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 32–41. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-32-41.

Received January 26, 2024.

© A. D. Vanyashov



РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ СИСТЕМЫ РЕКУПЕРАЦИИ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ ПЕРЕДВИЖНОЙ КОМПРЕССОРНОЙ СТАНЦИИ НА ОСНОВЕ ХОЛОДИЛЬНОЙ МАШИНЫ

Г. И. Чернов¹, В. С. Евдокимов¹, А. М. Калашников¹,
В. И. Кабельский¹, А. О. Жуков², В. А. Футин³

¹Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

²Экспертно-аналитический центр,
Россия, 109316, г. Москва, ул. Талалихина, д. 33, стр. 4

³Казанский национальный исследовательский технический университет
имени А. Н. Туполева — КАИ,
Россия, 420111, Республика Татарстан, г. Казань, ул. К. Маркса, 10

В данной статье представлена математическая модель передвижной компрессорной станции с системой рекуперации тепловых потерь на основе холодильной машины. В работе показана схема системы рекуперации тепловых потерь, на основе которой разработана математическая модель. Математическая модель включает известные термодинамические соотношения для тепловой нагрузки на теплообменные аппараты; мощности, потребляемой компрессором, и холодильного коэффициента холодильной машины. Представленная модель позволяет определить эффективность системы и провести расчет аппаратов и агрегатов, входящих в ее состав.

Ключевые слова: передвижная компрессорная станция, цикл Ренкина, система рекуперации тепловых потерь, холодильная машина, математическая модель.

Введение

подавляющее количество энергии, генерируемой при сжигании углеводородного топлива в силовых агрегатах передвижных компрессорных станций (ПКС), выбрасывается в окружающую среду в виде тепла [1–3]. Возврат части этой энергии в технологическую схему модульной компрессорной установки (МКУ) за счёт применения встроенных систем рекуперации позволяет существенно снизить удельный расход топлива, расходуемого на привод силового агрегата, а значит, является актуальной научно-технической задачей [4–16].

Объектом исследования является ПКС с приводом от двигателя внутреннего сгорания (ДВС) и системой рекуперации тепловых потерь (СРТП) на основе холодильной машины. Предметом исследования является энергетическая эффективность этой установки.

Математическая модель

Повышение экономичности мобильной компрессорной установки с приводом от ДВС и рекуперации тепловых потерь происходит за счёт понижения температуры газа, подаваемого на всасывание в компрессор. При этом ограничимся рассмотрением такого режима работы, при котором температура нагнетаемого газа не ниже температуры окружающей среды. В основе этого способа лежит выражение для мощности политропного компрессора

$$N_0 = \frac{n}{n-1} \cdot G \cdot R \cdot T_0 \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right). \quad (1)$$

Из этого выражения следует, что при сохранении постоянными расхода газа G и степени повышения давления ($\pi = \text{const}$) мощность, затрачиваемая на привод компрессора, может быть понижена за счёт понижения температуры сжимаемого газа на входе в компрессор T_0 (в этом выражении n — показатель политропы, характеризующий интенсивность охлаждения сжимаемого в компрессоре газа, а R — газовая постоянная сжимаемого газа). Снижение мощности на привод компрессора снижает расход топлива в двигателе внутреннего сгорания, осуществляющего этот привод.

Понижение температуры газа может обеспечиваться отводом от него тепла, который реализует холодильная машина (ХМ). При этом энергию, подводимую к холодильной машине для обеспечения её работы, генерирует теплосиловая установка, реализующая цикл Ренкина, которая преобразует тепловую энергию, отводимую от компрессорной установки и её привода, в механическую энергию.

Схема, реализующая работу ПКС с СРТП, представлена на рис. 1.

Анализ работы СРТП строится на известных термодинамических уравнениях и соотношениях [17]. Поток сжимаемого газа с массовым расходом G и температурой T_0 предварительно охлаждается в теплообменнике X до температуры T_1 и поступает на сжатие в компрессор K , в котором повышает своё давление в π раз и температуру до значения T_2 . После компрессора сжатый газ поступает в концевой холодильник TK , в котором охлаждается до температуры окружающей среды. Отведённая от потока сжатого газа в концевом холодильнике TK тепловая мощность в количестве $\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot (T_2 - T_0)$ идёт

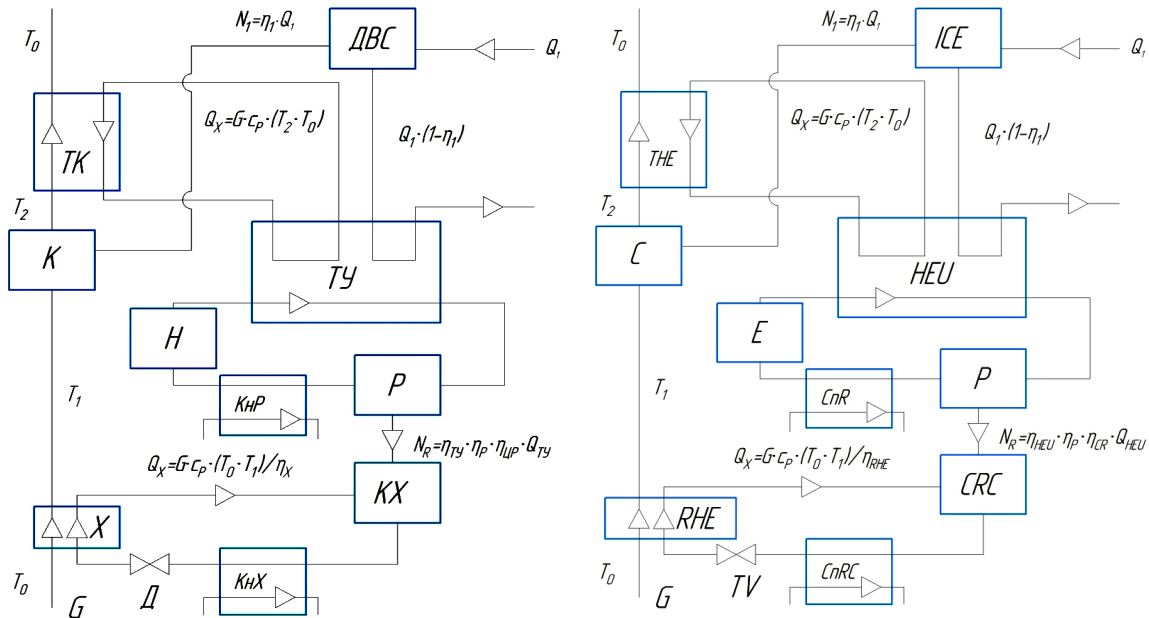


Рис. 1. Схема работы ПКС с СРТП на основе холодильной машины: K — компрессор; $ДВС$ — двигатель внутреннего сгорания, привод компрессора K ; X — холодильный теплообменник, охлаждающий газ перед его сжатием в компрессоре K ; TK — концевой теплообменник, отводящий тепло от сжатого газа; H — насос в контуре Ренкина; TU — теплообменник-утилизатор контура Ренкина; P — расширительная машина контура Ренкина; $КНР$ — конденсатор контура Ренкина; KX — компрессор холодильного контура; $КНХ$ — конденсатор холодильного контура; $Д$ — дроссельный вентиль холодильного контура

Fig. 1. The scheme of operation portable compressor station (PCS) with heat loss recovery system (HLRS) based on a refrigeration machine: C — compressor; ICE — internal combustion engine, drives the compressor C ; RHE — refrigeration heat exchanger, cools the gas before its compression in compressor C ; THE — tail heat exchanger, removes heat from compressed gas; P — pump in Rankine cycle; HEU — heat exchanger-utilizer of the Rankine cycle; E — expander of the Rankine cycle; CnR — condenser of the Rankine cycle; CRC — refrigerator circuit compressor; $CnRC$ — refrigerator circuit condenser; TV — throttle valve of the refrigerator circuit

на нагрев в теплообменнике-утилизаторе TU рабочего вещества цикла Ренкина. В этом же теплообменнике-утилизаторе рабочее вещество дополнительно нагревается тепловым потоком, отведённым от двигателя внутреннего сгорания $Д$ в количестве $Q_1 \cdot (1 - \eta_1)$. Подведённый к контуру Ренкина в теплообменнике-утилизаторе тепловой поток в количестве

$$Q_{TU} = \eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot (T_2 - T_0) + Q_1 \cdot (1 - \eta_1) \quad (2)$$

преобразуется за счёт реализации теплосилового цикла Ренкина в механическую мощность:

$$N_R = \eta_{TK} \cdot \eta_p \cdot \eta_{CnR} \cdot Q_{TU} \quad (3)$$

Эта мощность идёт на привод холодильного компрессора KX , который входит в состав холодильного контура, реализующего цикл ПКХМ. Этот контур содержит холодильный компрессор KX , конденсатор $КНХ$, дроссельный вентиль $Д$ и холодильный теплообменник X , охлаждающий газ перед его сжатием в компрессоре K , отводя от газа тепловой поток в количестве

$$Q_X = \frac{G \cdot c_p}{\eta_X} \cdot (T_0 - T_1) \quad (4)$$

Холодильный коэффициент холодильного контура определяется соотношением

$$\varepsilon = \frac{Q_X}{N_p} \quad (5)$$

Предварительное охлаждение сжимаемого газа до температуры T_1 снижает затрачиваемую мощность от величины N_0 до значения

$$N_1 = \frac{n}{n-1} \cdot G \cdot R \cdot T_1 \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \quad (6)$$

Снижение потребной мощности до значения N_1 приводит к уменьшению тепловой мощности, выделяемой в $ДВС$, от значения Q_0 до величины Q_1

$$N_0 = \eta_0 \cdot Q_0, \quad (7)$$

$$N_1 = \eta_1 \cdot Q_1, \quad (8)$$

что, в свою очередь, приводит к снижению расхода топлива от значения M_0 до величины M_1 , который связан с тепловой мощностью соотношением

$$Q = q \cdot M. \quad (9)$$

В выражениях (7), (8) и (9) q — удельная теплота сгорания топлива; η_0 и η_1 — КПД двигателя $Д$ при режимах работы, обеспечивающих мощности N_0 и N_1 . В выражениях (2)–(4) c_p — удельная массовая изобарная теплоёмкость; η_X , η_{TU} , η_{TK} , η_p , η_{CnR} — КПД соответственно холодильного теплообменника, теплообменника-утилизатора, концевой холодильника, расширительной машины, цикла Ренкина.

Целью построения математической модели является определение экономии топлива, которое можно выразить коэффициентом расхода топлива $\frac{M_1}{M_0}$.

Подставив (9) в выражения (7) и (8) и, деля полученные уравнения друг на друга, получим

$$\frac{N_1}{N_0} = \frac{\eta_1 \cdot M_1}{\eta_0 \cdot M_0} \quad (10)$$

С другой стороны, отношение выражений (6) и (1) равно

$$\frac{N_1}{N_0} = \frac{T_1}{T_0} \quad (11)$$

Сравнивая (10) и (11), получим

$$\frac{T_1}{T_0} = \frac{\eta_1 \cdot M_1}{\eta_0 \cdot M_0}$$

или

$$\frac{M_1}{M_0} = \frac{T_1}{T_0} \cdot \frac{\eta_0}{\eta_1} \quad (12)$$

Выражение (12) показывает, что коэффициент расхода топлива пропорционален отношению температур сжимаемого газа на входе в компрессор. Таким образом, задача решения математической модели состоит в определении отношения температур $\frac{T_1}{T_0}$.

Исходными данными для этой задачи являются величины $\eta_0, \eta_1, T_0, \zeta, \eta_{TK}, \eta_{TY}, \eta_P, \eta_{LP}, \eta_X, k, n$.

Умножим числитель и знаменатель холодильного коэффициента на мощность соответствующего цикла Карно

$$\varepsilon = \frac{Q_X}{N_P} \cdot \frac{N_K}{N_K} = \frac{Q_X}{N_K} \cdot \frac{N_K}{N_P}$$

Отношение $\frac{Q_X}{N_K}$ представляет собой холодильный коэффициент холодильного цикла Карно, который можно представить в виде

$$\varepsilon_K = \frac{Q_X}{N_P} = \frac{T_1}{T_0 - T_1}$$

Отношение $\frac{N_K}{N_P}$ можно назвать коэффициентом подобия действительного холодильного холодильному циклу Карно, который характеризует энергетическую эффективность затрат мощности в холодильном цикле. Это соотношение можно обозначить

$$\zeta = \frac{N_K}{N_P}$$

Таким образом, холодильный коэффициент холодильного контура можно представить в виде

$$\varepsilon = \frac{T_1}{T_0 - T_1} \cdot \zeta \quad (13)$$

Приравняв выражения (5) и (13)

$$\frac{T_1}{T_0 - T_1} \cdot \zeta = \frac{Q_X}{N_P}$$

И в полученное уравнение подставим (3) и (4)

$$\frac{T_1}{T_0 - T_1} \cdot \zeta = \frac{G \cdot c_p \cdot (T_0 - T_1)}{\eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot Q_{TY}}$$

В это выражение вместо Q_{TY} подставим (2)

$$\begin{aligned} \frac{T_1}{T_0 - T_1} \cdot \zeta &= \\ &= \frac{G \cdot c_p \cdot (T_0 - T_1)}{\eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times} \\ &\times [\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot (T_2 - T_0) + Q_1 \cdot (1 - \eta_1)] \end{aligned}$$

T_2 заменим в соответствии с $T_2 = T_1 \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}}$

$$\begin{aligned} \frac{T_1}{T_0 - T_1} \cdot \zeta &= \\ &= \frac{G \cdot c_p \cdot (T_0 - T_1)}{\eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times} \\ &\times \left[\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot \left(T_1 \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} - T_0 \right) + Q_1 \cdot (1 - \eta_1) \right] \end{aligned}$$

Вынесем за скобки числителя и знаменателя T_0 и сократим обе части уравнения на эту величину:

$$\begin{aligned} \frac{T_1/T_0}{1 - T_1/T_0} \cdot \zeta &= \\ &= \frac{G \cdot c_p \cdot \left(1 - \frac{T_1}{T_0} \right)}{\eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times} \\ &\times \left[\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot \left(\frac{T_1}{T_0} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) + \frac{Q_1}{T_0} \cdot (1 - \eta_1) \right] \end{aligned}$$

Приведём последнее уравнение к общему знаменателю:

$$\begin{aligned} \frac{T_1}{T_0} \cdot \zeta \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times \\ \times \left[\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot \left(\frac{T_1}{T_0} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) + \frac{Q_1}{T_0} \cdot (1 - \eta_1) \right] &= \\ = \eta_X \cdot G \cdot c_p \cdot \left(1 - \frac{T_1}{T_0} \right)^2 \end{aligned}$$

Заменим Q_1 в соответствии с

$$Q_1 = \frac{N_1}{\eta_1} = \frac{n}{n-1} \cdot \frac{G \cdot R \cdot T_1}{\eta_1} \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right)$$

Получим

$$\begin{aligned} \frac{T_1}{T_0} \cdot \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times \\ \times \left[\eta_{TK} \cdot G \cdot c_p \cdot \left(\frac{T_1}{T_0} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) + \right. \\ \left. + \frac{n}{n-1} \cdot \frac{G \cdot R}{\eta_1} \cdot \frac{T_1}{T_0} \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \cdot (1 - \eta_1) \right] &= \\ = G \cdot c_p \cdot \left(1 - \frac{T_1}{T_0} \right)^2 \end{aligned}$$

После математических преобразований последнее уравнение сводим к квадратному уравнению

$$\left\{ \begin{array}{l} \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \times \\ \left[\eta_{TK} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} + \frac{n}{n-1} \cdot \frac{k-1}{k} \times \right. \\ \left. \times \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{1}{\eta_1} - 1 \right) \right] - 1 \end{array} \right\} \times$$

$$\times \left(\frac{T_1}{T_0} \right)^2 + (2 - \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot \eta_{TK}) \times \frac{T_1}{T_0} - 1 = 0.$$

Решая это квадратное уравнение, получим

$$\begin{aligned} \frac{T_1}{T_0} = & \frac{-(2 - \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot \eta_{TK})}{2 \left\{ \left[\eta_{TK} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} + \frac{n}{n-1} \cdot \frac{k-1}{k} \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{1}{\eta_1} - 1 \right) \right] - 1 \right\}} + \\ & + \frac{\sqrt{(2 - \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot \eta_{TK})^2 + 4 \left\{ \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot \left[\eta_{TK} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} + \frac{n}{n-1} \cdot \frac{k-1}{k} \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{1}{\eta_1} - 1 \right) \right] - 1 \right\}}}{2 \left\{ \zeta \cdot \eta_X \cdot \eta_{TY} \cdot \eta_P \cdot \eta_{LP} \cdot \left[\eta_{TK} \cdot \pi^{\frac{n-1}{n}} + \frac{n}{n-1} \cdot \frac{k-1}{k} \cdot \left(\pi^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{1}{\eta_1} - 1 \right) \right] - 1 \right\}}. \end{aligned} \quad (14)$$

Зная отношение $\frac{T_1}{T_0}$, в соответствии с (12) находим коэффициент расхода топлива $\frac{M_1}{M_0}$, а также коэффициент экономии топлива (долю сэкономленного топлива)

$$K_{\Sigma} = 1 - \frac{M_1}{M_0}. \quad (15)$$

Анализ полученных результатов

Полученная математическая модель, включающая уравнения (1) – (15), позволяет провести термодинамический расчёт тепловых нагрузок на основные теплообменные аппараты, входящие в состав СРТП, а также потребляемую мощность холодильного компрессора холодильного контура и мощность расширительной машины контура Ренкина.

На основе разработанной математической модели возможно проведение анализа влияния основных характеристик СРТП на эффективность работы системы.

Кроме того, уравнение (15), в сочетании с выражением (14), может служить целевой функцией при определении оптимальных режимных параметров работы СРТП.

Заключение

В представленной работе приведена схема системы рекуперации тепловых потерь передвижной компрессорной станции на основе использования холодильной машины для предварительного охлаждения перед компрессором сжимаемого газа. На основе этой схемы и основных термодинамических соотношений была построена математическая модель, позволяющая определить эффективность этой системы и повести расчёт аппаратов и агрегатов, входящих в состав системы.

Полученная математическая модель, включающая уравнения, позволяет провести расчёт тепловых нагрузок на основные теплообменные аппараты, входящие в состав СРТП, а также мощности

холодильного компрессора холодильного контура и расширительной машины контура Ренкина.

На основе разработанной математической модели возможно проведение анализа влияния основных характеристик СРТП на эффективность работы системы. Кроме того, уравнение (15) может служить целевой функцией при определении оптимальных режимных параметров работы СРТП.

Список источников

1. Луканин В. Н., Морозов К. А. Двигатели внутреннего сгорания: теория рабочих процессов. Москва: Высшая школа, 2007. 479 с. ISBN 978-5-06-0041.
2. Селиверстов В. М. Утилизация тепла в судовых дизельных установках. Санкт-Петербург: Судостроение, 1973. 254 с.
3. Пластинин П. И. Поршневые компрессоры. В 2 т. Т. 1. Теория и расчёт. 3-е изд., доп. Москва: КолосС, 2006. 456 с. ISBN 5-10-003551-X.
4. Юша В. Л. Термодинамический анализ эффективности мобильных компрессорных установок с рекуперацией тепловых потерь: моногр. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2014. 102 с. ISBN 978-5-8149-1918-2.
5. Yusha V. L., Chernov G. I. Effectiveness analysis of using the Rankine cycle and cycle of refrigeration machine for recuperation of heat losses in mobile compressor unite // 8th Int. Conf. on Compressors and Coolants. Smolenice – Slovak Republic, 2013. P. 45. URL: <https://szchkt.org/compressors/Contents/2013/proceedings.pdf> (дата обращения: 16.12.2023).
6. Юша В. Л., Чернов Г. И. Анализ термодинамической эффективности применения цикла Ренкина в системе рекуперации тепловых потерь компрессорной установки с приводным двигателем внутреннего сгорания // Омский научный вестник. 2013. № 2 (120). С. 254 – 261. EDN: RNEINJ.
7. Tsai B.-J., Wang Y. L. A novel Swiss-Roll recuperator for the microturbine engine // Applied Thermal Engineering. 2009. Vol. 29, no. 2 – 3. P. 216 – 223. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2008.02.028.
8. Xia C., Zhang Z., Huang G. [et al.]. Study on the new hybrid thermodynamic cycle for an improved micro swing engine with heat recovery process // Applied Thermal Engineering. 2018. Vol. 129. P. 1135 – 1149. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.10.123.
9. Negash A., Kim Y. M., Shin D. G. [et al.]. Optimization of organic Rankine cycle used for waste heat recovery of construction equipment engine with additional waste heat of hydraulic oil

cooler // *Energy*. 2018. Vol. 143. P. 797–811. DOI: 10.1016/j.energy.2017.11.004.

10. Sadeghi S., Ghandehariun S., Naterer G. F. Exergoeconomic and multi-objective optimization of a solar thermochemical hydrogen production plant with heat recovery // *Energy Conversion and Management*. 2020. Vol. 225. P. 113441. DOI: 10.1016/j.enconman.2020.113441.

11. Elmas E. T. Design and production of high temperature heat pipe heat recovery units // *Journal of Molecular Structure*. 2020. Vol. 1212. P. 127927. DOI: 10.1016/j.molstruc.2020.127927.

12. Quoilin S., Zhang X., Xiang N. [et al.]. Performance comparison of cement production before and after implementing heat recovery power generation based on energy analysis and economic evaluation: A case from China // *Journal of Cleaner Production*. 2021. Vol. 290. P. 125901. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.125901.

13. Cioccolanti L., Renzi M., Comodi G. [et al.]. District heating potential in the case of low-grade waste heat recovery from energy intensive industries // *Applied Thermal Engineering*. 2021. Vol. 191. P. 116851. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2021.116851.

14. Aboelazayem O., Gadalla M., Alhajri I. [et al.]. Advanced process integration for supercritical production of biodiesel: Residual waste heat recovery via organic Rankine cycle (ORC) // *Renewable Energy*. 2020. Vol. 164. P. 433–443. DOI: 10.1016/j.renene.2020.09.058.

15. Kumar A., Rakshit D. A critical review on waste heat recovery utilization with special focus on Organic Rankine Cycle applications // *Cleaner Engineering and Technology*. 2021. Vol. 5. P. 100292. DOI: 10.1016/j.clet.2021.100292.

16. Wang F., Wang L., Zhang H. [et al.]. Design and optimization of hydrogen production by solid oxide electrolyzer with marine engine waste heat recovery and ORC cycle // *Energy Conversion and Management*. 2021. Vol. 229. P. 113775. DOI: 10.1016/j.enconman.2020.113775.

17. Архаров А. М. Теплотехника. Москва: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2004. 712 с. ISBN 5-7038-2439-7.

ЧЕРНОВ Герман Игоревич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

SPIN-код: 2144-5462

AuthorID (РИНЦ): 176943

AuthorID (SCOPUS): 56503369900

Адрес для переписки: gi_chernov2002@mail.ru

ЕВДОКИМОВ Владимир Сергеевич, старший преподаватель кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 4909-8054

AuthorID (РИНЦ): 700336

AuthorID (SCOPUS): 56503145300

Адрес для переписки: omgtu_evdokimov@mail.ru

КАЛАШНИКОВ Александр Михайлович, старший преподаватель кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 5496-5209

AuthorID (РИНЦ): 888551

ORCID: 0000-0002-6847-4937

Адрес для переписки: kalashnikov_omgtu@mail.ru

КАБЕЛЬСКИЙ Вячеслав Иванович, аспирант кафедры «Холодильная и компрессорная техника и технология» ОмГТУ, г. Омск.

Адрес для переписки: gi_chernov2002@mail.ru

ЖУКОВ Александр Олегович, доктор технических наук, профессор (Россия), заместитель директора по научной работе Экспертно-аналитического центра, г. Москва.

SPIN-код: 7482-2741

AuthorID (РИНЦ): 667117

AuthorID (SCOPUS): 55943600000

ORCID: 0000-0002-5122-3752

ResearcherID: C-2231-2014

Адрес для переписки: ulun2015@yandex.ru

ФУТИН Виктор Александрович, доктор технических наук, профессор кафедры теплотехники и энергетического машиностроения Института авиации, наземного транспорта и энергетики Казанского национального исследовательского технического университета имени А. Н. Туполева — КАИ, г. Казань, Республика Татарстан.

SPIN-код: 3739-2123

AuthorID (РИНЦ): 713366

AuthorID (SCOPUS): 23027608200

ORCID: 0000-0001-6171-227X

Адрес для переписки: kai@kai.ru

Для цитирования

Чернов Г. И., Евдокимов В. С., Калашников А. М., Кабельский В. И., Жуков А. О., Футин В. А. Разработка математической модели для системы рекуперации тепловых потерь передвижной компрессорной станции на основе холодильной машины // *Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение*. 2024. Т. 8, № 1. С. 42–48. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-42-48

Статья поступила в редакцию 07.02.2024 г.

© Г. И. Чернов, В. С. Евдокимов, А. М. Калашников,
В. И. Кабельский, А. О. Жуков, В. А. Футин

DEVELOPMENT OF THE MATHEMATICAL MODEL FOR HEAT RECOVERY SYSTEM FOR MOBILE COMPRESSOR STATIONS BASED ON REFRIGERATION MACHINE

G. I. Chernov¹, V. S. Evdokimov¹, A. M. Kalashnikov¹,
V. I. Kabelskiy¹, A. O. Zhukov², V. A. Fufin³

¹ Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

² Expert-Analytical Center,
Russia, Moscow, Talalikhina St., 33, bld. 4, 109316

³ Kazan National Research Technical University named after A. N. Tupolev – KAI,
Russia, Tatarstan, Kazan, K. Marx St., 10, 420111

The article presents a mathematical model of a mobile compressor station with a heat recovery system based on a refrigeration machine. The study outlines the heat recovery system scheme, based on which the mathematical model is developed. The model includes known thermodynamic relations for the heat load on heat exchangers, power consumed by the compressor, and the coefficient of performance of the refrigeration machine. The presented model allows for determining the efficiency of the system and conducting calculations of the equipment and units comprising it.

Keywords: mobile compressor station, Rankine cycle, heat recovery system, refrigeration machine, mathematical model.

References

1. Lukanin V. N., Morozov K. A. Dvigateli vnutrennego sgoraniya: teoriya rabochikh protsessov [Internal combustion engines: theory of work processes]. Moscow, 2007. 479 p. ISBN 978-5-06-0041. (In Russ.).
2. Seliverstov V. M. Utilizatsiya tepla v sudovykh dizel'nykh ustanovkakh [Heat recovery in marine diesel plants]. Saint Petersburg, 1973. 254 p. (In Russ.).
3. Platinin P. I. Porshnevyye kompressory V. 2 t. T. 2. Teoriya i raschet [Piston compressors. In 2 vols. Vol. 2. Theory and calculation]. 3rd ed. Moscow, 2006. 456 p. ISBN 5-10-003551-X. (In Russ.).
4. Yusha V. L. Termodinamicheskiy analiz effektivnosti mobil'nykh kompressornykh ustanovok s rekuperatsiyey teplovykh poter' [Thermodynamic analysis of the efficiency of mobile compressor units with heat loss recovery]. Omsk, 2014. 102 p. ISBN 978-5-8149-1918-2. (In Russ.).
5. Yusha V. L., Chernov G. I. Effectiveness analysis of using the Rankine cycle and cycle of refrigeration machine for recuperation of heat losses in mobile compressor unite // 8th Int. Conf. on Compressors and Coolants. Smolenice – Slovak Republic, 2013. P. 45. URL: <https://szchkt.org/compressors/Contents/2013/proceedings.pdf> (accessed: 16.12.2023). (In Engl.).
6. Yusha V. L., Chernov G. I. Analiz termodinamicheskoy effektivnosti primeneniya tsikla Rankina v sisteme rekuperatsii teplovykh poter' kompressornoy ustanovki s privodnym dvigatelem vnutrennego sgoraniya [The analysis of the thermodynamic efficiency of the rankine cycle in recuperation system of heat losses in compressor unit driven by the internal combustion engine] // Omskiy nauchnyy vestnik. *Omsk Scientific Bulletin*. 2013. No. 2 (120). P. 254–261. EDN: RNEINJ. (In Russ.).
7. Tsai B.-J., Wang Y. L. A novel Swiss-Roll recuperator for the microturbine engine // *Applied Thermal Engineering*. 2009. Vol. 29, no. 2–3. P. 216–223. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2008.02.028. (In Engl.).
8. Xia C., Zhang Z., Huang G. [et al.]. Study on the new hybrid thermodynamic cycle for an improved micro swing engine with heat recovery process // *Applied Thermal Engineering*. 2018. Vol. 129. P. 1135–1149. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.10.123. (In Engl.).
9. Negash A., Kim Y. M., Shin D. G. [et al.]. Optimization of organic Rankine cycle used for waste heat recovery of construction equipment engine with additional waste heat of hydraulic oil cooler // *Energy*. 2018. Vol. 143. P. 797–811. DOI: 10.1016/j.energy.2017.11.004. (In Engl.).
10. Sadeghi S., Ghandehariun S., Naterer G. F. Exergoeconomic and multi-objective optimization of a solar thermochemical hydrogen production plant with heat recovery // *Energy Conversion and Management*. 2020. Vol. 225. P. 113441. DOI: 10.1016/j.enconman.2020.113441. (In Engl.).
11. Elmas E. T. Design and production of high temperature heat pipe heat recovery units // *Journal of Molecular Structure*. 2020. Vol. 1212. P. 127927. DOI: 10.1016/j.molstruc.2020.127927. (In Engl.).
12. Quoilin S., Zhang X., Xiang N. [et al.]. Performance comparison of cement production before and after implementing heat recovery power generation based on emergy analysis and economic evaluation: A case from China // *Journal of Cleaner Production*. 2021. Vol. 290. P. 125901. DOI: 10.1016/j.jclepro.2021.125901. (In Engl.).
13. Cioccolanti L., Renzi M., Comodi G. [et al.]. District heating potential in the case of low-grade waste heat recovery from energy intensive industries // *Applied Thermal Engineering*. 2021. Vol. 191. P. 116851. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2021.116851. (In Engl.).
14. Aboelazayem O., Gadalla M., Alhajri I. [et al.]. Advanced process integration for supercritical production of biodiesel: Residual waste heat recovery via organic Rankine cycle (ORC) // *Renewable Energy*. 2020. Vol. 164. P. 433–443. DOI: 10.1016/j.renene.2020.09.058. (In Engl.).
15. Kumar A., Rakshit D. A critical review on waste heat recovery utilization with special focus on Organic Rankine Cycle

applications // Cleaner Engineering and Technology. 2021. Vol. 5. P. 100292. DOI: 10.1016/j.clet.2021.100292. (In Engl.).

16. Wang F., Wang L., Zhang H. [et al.]. Design and optimization of hydrogen production by solid oxide electrolyzer with marine engine waste heat recovery and ORC cycle // Energy Conversion and Management. 2021. Vol. 229. P. 113775. DOI: 10.1016/j.enconman.2020.113775. (In Engl.).

17. Arkharov A. M. Teplotekhnika [Thermal engineering]. Moscow, 2004. 712 p. ISBN 5-7038-2439-7. (In Russ.).

CHERNOV German Igorevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 2144-5462

AuthorID (RSCI): 176943

AuthorID (SCOPUS): 56503369900

Correspondence address: gi_chernov2002@mail.ru

EVDOKIMOV Vladimir Sergeevich, Senior Lecturer of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 4909-8054

AuthorID (RSCI): 700336

AuthorID (SCOPUS): 56503145300

Correspondence address: omgtu_evdokimov@mail.ru

KALASHNIKOV Aleksander Mikhailovich, Senior Lecturer of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 5496-5209

AuthorID (RSCI): 888551

ORCID: 0000-0002-6847-4937

Correspondence address: kalashnikov_omgtu@mail.ru

KABELSKIY Vyacheslav Ivanovich, Graduate Student of Refrigeration and Compressor Equipment and Technology Department, OmSTU, Omsk.

Correspondence address: gi_chernov2002@mail.ru

ZHUKOV Alexander Olegovich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Deputy Director for Research of the Expert – Analytical Center, Moscow.

SPIN-code: 7482-2741

AuthorID (RSCI): 667117

AuthorID (SCOPUS): 55943600000

ORCID: 0000-0002-5122-3752

ResearcherID: C-2231-2014

Correspondence address: ulun2015@yandex.ru

FUTIN Victor Aleksandrovich, Doctor of Technical Sciences, Professor of Heat and Power Engineering Department, Institute for Aviation, Land Transportation and Power Engineering, Kazan National Research Technical University named after A. N. Tupolev – KAI, Kazan, Tatarstan.

SPIN-code: 3739-2123

AuthorID (RSCI): 713366

AuthorID (SCOPUS): 23027608200

ORCID: 0000-0001-6171-227X

Correspondence address: kai@kai.ru

For citations

Chernov G. I., Evdokimov V. S., Kalashnikov A. M., Kabelskiy V. I., Zhukov A. O., Futin V. A. Development of the mathematical model for heat recovery system for mobile compressor stations based on refrigeration machine // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 42–48. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-42-48.

Received February 07, 2024.

© G. I. Chernov, V. S. Evdokimov,

A. M. Kalashnikov,

V. I. Kabelskiy, A. O. Zhukov, V. A. Futin

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ НАНОЖИДКОСТИ

О. В. Вдовин, Е. Н. Слободина, А. Г. Михайлов

Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

В статье представлены известные теоретические модели по определению теплопроводности наножидкости и дано их краткое описание. Рассмотрены некоторые экспериментальные работы по определению теплопроводности различных наножидкостей. Выполнено расчетное исследование влияния наночастиц некоторых оксидов на изменение теплопроводности наножидкости. Проведен сравнительный анализ известных расчетных моделей по определению теплопроводности наножидкости и экспериментальных данных. На основании сравнительного анализа определена точность расчетных моделей по определению теплопроводности наножидкости.

Ключевые слова: наножидкость, теплопроводность, наночастицы, теоретическая модель, сравнительный анализ, оксид алюминия, диоксид кремния.

Введение

За последние несколько десятилетий среди многих исследователей сильно вырос интерес к интенсификации теплообмена с помощью добавления в жидкий теплоноситель мелких наноразмерных твердых частиц. При этом одним из главных условий интенсификации является высокая теплопроводность вещества, из которого состоят эти частицы. Получаемый теплоноситель называют наножидкостью, а твердые мелкие частицы нанометрового размера — наночастицами. Наножидкости имеют новые перспективные теплофизические свойства по сравнению с обычными теплоносителями [1–3].

Первым из ученых, кто начал исследовать двухфазные суспензии, является Максвелл [4]. Он представил первую модель определения электропроводности смеси жидкости и мелких твердых частиц. Дифференциальные уравнения для передачи электрического тока (электронов) и теплового потока аналогичны. Как следствие, аналитические решения, которые применимы к задачам и процессам передачи электрических токов, также применимы к передаче тепла. Это является очень важным аспектом для изучения теплопередачи, поскольку результаты многочисленных аналитических решений, относящихся к электропроводности материалов, также применимы к теплопроводности. Поэтому многие исследователи со всего мира использовали модель Максвелла при исследовании теплопроводности наножидкости. Они дорабатывали его модель, учитывая влияние различных факторов, таких как броуновское движение частиц, температура, форма частиц и т.д. Было проделано большое количество экспериментальных работ по определению теплопроводности наножидкостей с целью верификации предлагаемых моделей.

Постановка задачи

Теплопроводность является одним из основных теплофизических свойств жидкости. Такие значимые для теплообмена параметры, как число

Нуссельта и число Прандтля напрямую зависят от теплопроводности жидкости. Теплопроводность имеет большое значение в процессах, где происходит теплоотдача и течение жидкости. Изменение теплопроводности жидкости даже на незначительную величину приводит к изменению коэффициента теплоотдачи. Следовательно, точная информация о теплопроводности наножидкости имеет важное значение.

В данной работе представлены расчетные модели для определения теплопроводности наножидкости и проведен сравнительный анализ этих моделей с экспериментальными значениями для наножидкостей с наночастицами некоторых оксидов.

Теория

Наножидкости привлекли к себе большое внимание в первом десятилетии XXI века, практически все экспериментальные исследования показывали очень высокие значения теплопроводности.

Благодаря отличным теплопередающим свойствам, наножидкость нарекли теплоносителем будущего.

1. Модель Максвелла [4]

Еще в конце XIX века Максвелл наблюдал увеличение электропроводности жидкости при добавлении в нее микроразмерных твердых частиц. Результатом его работы является теоретическая модель определения электропроводности смеси жидкости и твердых частиц. Так как модели определения электропроводности и теплопроводности аналогичны, то модель Максвелла по определению теплопроводности наножидкости выглядит следующим образом:

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(\frac{\lambda_p + 2 \cdot \lambda_{bf} + 2 \cdot \varphi \cdot (\lambda_p - \lambda_{bf})}{\lambda_p + 2 \cdot \lambda_{bf} - \varphi \cdot (\lambda_p - \lambda_{bf})} \right),$$

где λ_{nf} , λ_{bf} , λ_p — теплопроводность смеси, базовой жидкости и частиц соответственно; φ — объемная доля частиц в жидкости.

2. Модель Hamilton и Crosser [5]

Hamilton и Crosser разработали теоретическую модель, основанную на модели Максвелла, и добавили влияние формы наночастиц, за которое отвечает параметр $n = 3/\psi$ (ψ — сферичность наночастицы, отношение площади поверхности сферы, объем которой равен объему частицы, к площади поверхности частицы, $n = 3$ — для сфер, $n = 6$ — для цилиндров). Преобразованная таким образом модель Максвелла выглядит так:

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(\frac{\frac{\lambda_p}{\lambda_{bf}} \cdot (3\phi - 1) + [3 \cdot (1 - \phi) - 1] + \sqrt{\left\{ (3\phi - 1) \cdot \frac{\lambda_p}{\lambda_{bf}} + [3 \cdot (1 - \phi) - 1] - 1 \right\}^2 + 8 \cdot \frac{\lambda_p}{\lambda_{bf}}}}{4} \right).$$

Данная модель также учитывает взаимодействие между хаотично распределенными частицами в жидкости.

4. Модель Yu и Choi [7]

Когда наночастицы растворяются в базовой жидкости, на поверхности наночастиц создается небольшой нанослой, что приводит к увеличению k_{nf} . Модель Yu и Choi также является доработанной моделью Максвелла и учитывает влияние нанослоя на увеличение теплопроводности наножидкости. В данной модели присутствует параметр β — отношение между толщиной нанослоя и диаметром частиц. Существенное влияние нанослоя на теплопроводность наножидкости наблюдается при диаметре наночастиц менее 10 нм. Данная модель по определению теплопроводности наножидкости выглядит следующим образом:

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(\frac{\lambda_p + 2\lambda_{bf} + 2\phi(\lambda_p - \lambda_{bf})(1 + \beta)^3 \phi}{\lambda_p + 2\lambda_{bf} - \phi(\lambda_p - \lambda_{bf})(1 + \beta)^3 \phi} \right).$$

5. Модель Xue и Xu [8]

Xue и Xu разработали модель, также учитывающую влияние нанослоя наночастиц:

$$\begin{aligned} & \left(1 - \frac{\phi}{Z} \right) \frac{\lambda_{nf} - \lambda_{bf}}{2\lambda_{nf} + \lambda_{bf}} + \\ & + \frac{\phi}{Z} \left[\frac{(\lambda_{nf} - \lambda_{is})(2\lambda_{nf} + \lambda_p) - Z(\lambda_p - \lambda_{is})(2\lambda_{is} + \lambda_{bf})}{(2\lambda_{nf} + \lambda_{is})(2\lambda_{nf} + \lambda_p) + 2Z(\lambda_p - \lambda_{is})(\lambda_{is} - \lambda_{nf})} \right] = \\ & = 0, \\ & Z = \left(\frac{\frac{r_p}{2}}{\frac{r_p}{2} + d_{is}} \right)^3, \end{aligned}$$

где λ_{is} — теплопроводность межфазной оболочки; d_{is} — толщина межфазной оболочки; r_p — радиус наночастицы.

6. Модель Xuan и др. [9]

Очень часто синтез наножидкости происходит не идеально, а стабильную наножидкость получить довольно проблематично. И одной из проблем при синтезе и исследованиях является агломерация наночастиц в наножидкости. Исследователи сталкиваются с образованием кластеров наночастиц в наножидкости. Xuan и др. представили свою мо-

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(\frac{\lambda_p + (n-1) \cdot \lambda_{bf} + (n-1) \cdot \phi \cdot (\lambda_p - \lambda_{bf})}{\lambda_p + (n-1) \cdot \lambda_{bf} - \phi \cdot (\lambda_p - \lambda_{bf})} \right).$$

3. Модель Bruggeman [6]

Для определения теплопроводности наножидкости при более высокой объемной доле сферических наночастиц можно использовать модель Bruggeman:

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(\frac{\lambda_p + 2\lambda_{bf} - 2\phi(\lambda_{bf}\phi)}{\lambda_p + 2\lambda_{bf} - \phi(\lambda_{bf}\phi)} + \frac{\rho_p \phi C_p \sqrt{\frac{2k_B T}{3\pi r_{ci} \mu}}}{2\lambda_{bf}} \right),$$

дель определения теплопроводности наножидкости в которой учли влияние образовавшихся кластеров, а также учли эффект Броуновского движения:

где ρ_p — плотность вещества наночастиц; C_p — теплоемкость вещества наночастиц; T — температура наножидкости; k_B — постоянная Больцмана, r_{ci} — диаметр кластера, μ — динамическая вязкость.

7. Модель Koo и Kleinstreuer [10]

Модель Koo и Kleinstreuer включает в себя два механизма переноса теплоты — статическую теплопроводность и броуновское движение. Данная модель учитывает влияние размера наночастиц, их концентрации, температуры и броуновского движения и выглядит так:

$$\begin{aligned} \lambda_{nf} = \lambda_{static} + \lambda_{Brownin} = & \left(\frac{\lambda_p + 2\lambda_{bf} + 2\phi(\lambda_p \phi)}{\lambda_p + 2\lambda_{bf} + \phi(\lambda_p \phi)} \right) + \\ & + 5 \cdot 10^4 \beta_1 \phi \rho_p C_p \sqrt{\frac{k_B T}{\rho_p r_p}} f_1(T, \phi), \end{aligned}$$

где β_1 и f_1 — экспериментальные константы, которые зависят от объемной концентрации наночастиц в наножидкости, формы частиц и температуры наножидкости.

8. Модель Chon и др. [11]

Chon и др. разработали модель теплопроводности наножидкостей с учетом числа Рейнольдса. Они проводили эксперименты с наножидкостями Al_2O_3 /вода.

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left[\frac{1 + 64,7\phi^{0,74} \left(\frac{r_{bf}}{r_p} \right)^{0,369}}{\times \left(\frac{\lambda_{bf}}{\lambda_p} \right)^{0,747} Pr^{0,9955} Re^{1,2321}} \right],$$

$$Pr = \frac{\mu_{bf}}{\rho_{bf} \alpha_{bf}},$$

$$Re = \frac{\rho_{bf} v_p r_p}{\mu_{bf}} = \frac{\rho_{bf} k_B T}{3\pi \mu_{bf}^2 \Lambda_{bf}},$$

где r_p и r_{bf} — радиус частицы и молекулы базовой жидкости; v_p — броуновская скорость частиц; Λ_{bf} — длина свободного пробега молекул базовой жидкости; μ_{bf} — вязкость базовой жидкости; ρ_{bf} — плотность базовой жидкости. Модель учитывает влияние броуновской скорости частицы на значение λ_{nf} .

9. Модель Wang и др. [12]

Модель Wang и др. представлена ниже:

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left[\frac{(1 - \phi) + 3\phi \int_0^\infty \phi \frac{\lambda_{ci} n}{\lambda_{ci} + 2\lambda_{bf}} dr_p}{(1 - \phi) + 3\phi \int_0^\infty \phi \frac{\lambda_{bf} n}{\lambda_{ci} + 2\lambda_{bf}} dr_p} \right].$$

Здесь значение λ_p заменено на λ_{ci} , а модель предсказывает значение λ_{nf} для различных кластеров частиц.

10. Модель Jang и Choi [13]

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf}(1 - \phi) + \lambda_p \phi + 3C \frac{r_{bf}}{r_p} \lambda_{bf} Re_r^2 Pr \phi,$$

где C — эмпирическая константа, учитывающая влияние броуновского движения.

11. Pak и Choi [14]

Pak и Choi разработали свою теоретическую модель на основе экспериментальных данных по изучению наножидкостей с наночастицами Al_2O_3 и TiO_2 :

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf}(1 + 7,47\phi).$$

12. Модель Udawattha и Narayana [15]

$$\lambda_{nf} = \lambda_{bf} \left(1 + \frac{n\phi_e(\lambda_p - \lambda_{bf})}{\lambda_p + (n-1)\lambda_{bf} - \phi_e(\lambda_p - \lambda_{bf})} \right) + \frac{\lambda_{bf} C_{pbf} \lambda_p d_p V_B}{\mu_{bf}} \left(\frac{\phi^{0,0009T+0,25}}{200} \right) \sqrt{\frac{\pi}{18}},$$

$$V_B = \sqrt{\frac{18 \cdot K_B \cdot T}{\pi \cdot \rho_p \cdot d_p^3}},$$

$$\phi_e = \phi \left(1 + \frac{h}{T_p} \right)^3,$$

где d_p — диаметр частицы; ϕ_e — эффективная объемная доля; V_B — броуновское движение; h — толщина нанослоя.

Результаты экспериментов

Многими исследователями проводились экспериментальные работы по определению теплопроводности различных наножидкостей при различных условиях. Так, Тимофеева Е. В. и соавторы [16] исследовали теплопроводность наножидкости на основе синтетического теплоносителя (Терминол 66) с наночастицами диоксида кремния (SiO_2), при температуре наножидкости 25 °С. Средний размер наночастиц диоксида кремния в эксперименте был 15 нм. Относительно стабильную наножидкость получали с использованием катионного поверхностно-

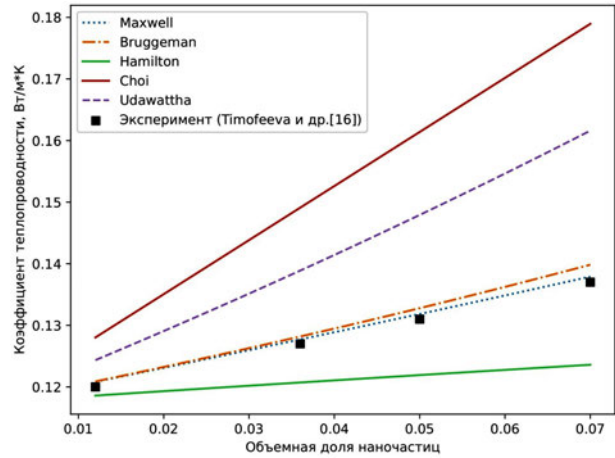


Рис. 1. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе синтетического теплоносителя (Терминол 66) с наночастицами диоксида кремния (SiO_2) размером 15 нм, при температуре наножидкости 25 °С

Fig. 1. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a nanofluid based on a synthetic heat transfer fluid (Terminol 66) with silicon dioxide (SiO_2) nanoparticles with a size of 15 nm, at a nanofluid temperature of 25 °C

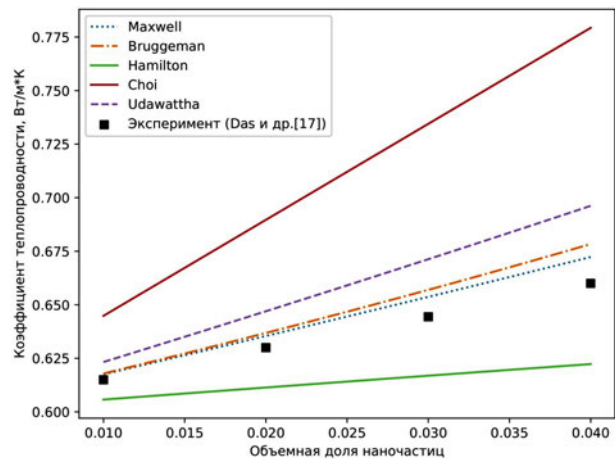


Рис. 2. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 38,4 нм, при температуре наножидкости 21 °С

Fig. 2. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 38,4 nm, at a nanofluid temperature of 21 °C

активного вещества (бензалкония хлорида). В работе изучалось влияние концентраций наночастиц и поверхностно-активных веществ на теплофизические свойства (вязкость, теплопроводность и общее теплопоглощение). Сравнение некоторых моделей с экспериментальными данными Тимофеевой Е. В. и соавторов представлено на рис. 1.

Das и соавторы [17] проводили эксперименты с наножидкостью на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3), размером 38,4 нм, при температурах наножидкости 21,36 и 51 °С. Объемная концентрация наночастиц в жидкости изменялась от 1 до 4 %. Сравнение некоторых моделей

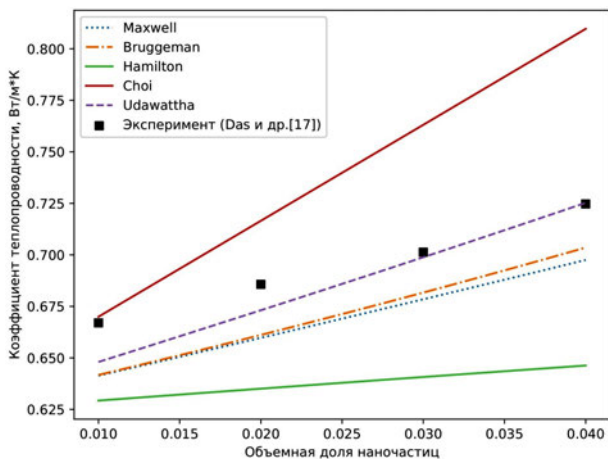


Рис. 3. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 38,4 нм, при температуре наножидкости 36 °С

Fig. 3. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 38,4 nm, at a nanofluid temperature of 36 °С

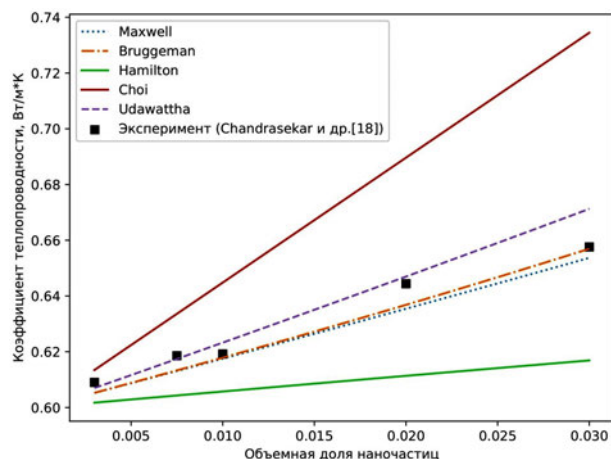


Рис. 5. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 43 нм, при температуре наножидкости 21 °С

Fig. 5. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 43 nm, at a nanofluid temperature of 21 °С

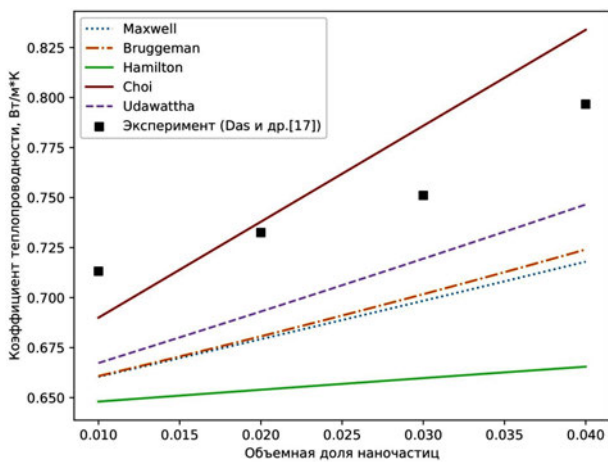


Рис. 4. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 38,4 нм, при температуре наножидкости 51 °С

Fig. 4. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 38,4 nm, at a nanofluid temperature of 51 °С

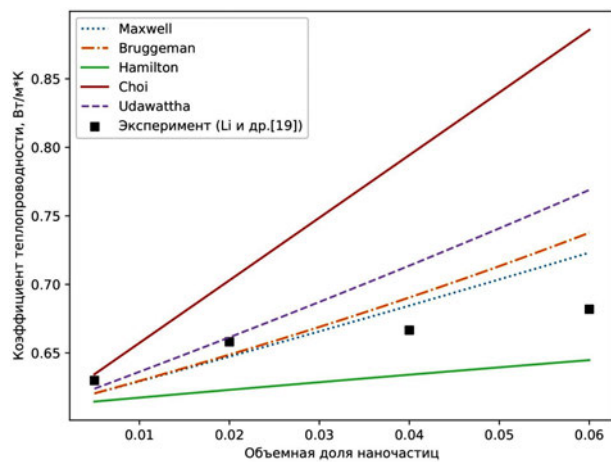


Рис. 6. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 36 нм, при температуре наножидкости 28 °С

Fig. 6. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 36 nm, at a nanofluid temperature of 28 °С

с экспериментальными данными Das и соавторов, представлено на рис. 2–4.

Результаты эксперимента Chandrasekar и соавторов [18] можно увидеть на рис. 5. Они в своем исследовании так же использовали наножидкость на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3), размером 43 нм, при комнатной температуре наножидкости (21 °С). Объемная концентрация наночастиц в жидкости изменялась от 0,3 до 3 %.

На рис. 6–7 показаны результаты экспериментальных исследований Li и соавторов [19] по определению теплопроводности наножидкости на основе дистиллированной воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 38,4 нм, при температурах наножидкости 28 и 35, 5 °С. Объемная концен-

трация наночастиц в жидкости изменялась от 0,5 до 6 %.

Обсуждение результатов

Для всех рассмотренных выше расчетных моделей и экспериментальных исследований является характерным увеличение коэффициента теплопроводности с ростом объемной доли наночастиц, а также с увеличением температуры наножидкости.

Расчетные модели, имеющиеся в литературе, представлены двумя случаями аналитических решений — для неподвижной жидкости [4–10, 12, 14, 15] и для движущейся жидкости [11, 13].

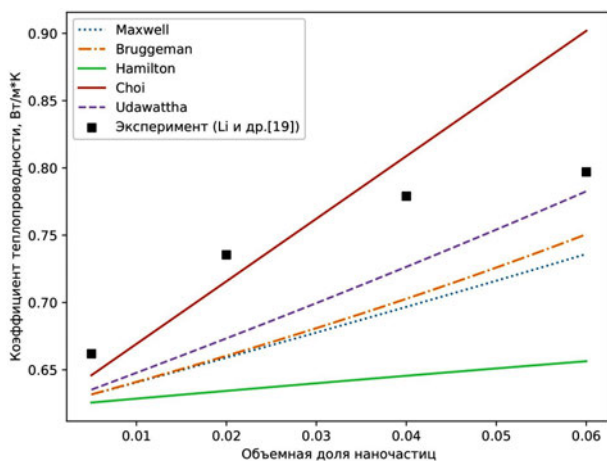


Рис. 7. Сравнение теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости с экспериментальными данными для наножидкости на основе воды с наночастицами оксида алюминия (Al_2O_3) размером 36 нм, при температуре наножидкости 35,5 °С

Fig. 7. Comparison of theoretical models for determining the thermal conductivity of a nanofluid with experimental data for a water-based nanofluid with aluminum oxide (Al_2O_3) nanoparticles with a size of 36 nm, at a nanofluid temperature of 35,5 °С

Сравнительный анализ экспериментальных данных с теоретическими моделями для определения теплопроводности наножидкости на рис. 1–7 показывает, что экспериментальные значения лежат в расчетных областях, однако ни одна расчетная модель абсолютно точно не совпадает с экспериментальными данными, несмотря на то, что некоторые расчетные модели учитывают достаточно много факторов [20]. Например, расчетная модель Udawattha и Narayana включает в себя два механизма теплопроводности — статический и динамический, учитывает размер частиц, температурное влияние, влияние объемной концентрации частиц и влияние формы частиц. Однако данная расчетная модель хорошо себя показывает только для случаев, представленных на рис. 3 и рис. 5. Также на рис. 1–7 можно увидеть, что линии расчетных моделей Максвелла и Bruggeman лежат очень плотно друг к другу и при низких концентрациях наночастиц практически совпадают, для рассматриваемых в данной статье условий. Расчетная модель Udawattha показывает значения теплопроводности чуть выше модели Bruggeman. Самые большие значения теплопроводности наножидкости, при всех рассматриваемых случаях в данной статье, прогнозирует расчетная модель Pak и Choi, а наименьшие — модель Hamilton.

Выводы и заключение

Точное прогнозирование теплофизических свойств синтезируемых наножидкостей является важной задачей при разработке эффективного теплоносителя. Теплопроводность является важнейшим теплофизическим свойством наножидкости и оказывает сильное влияние на теплообмен. Поэтому его адекватное определение на этапе разработки очень важно. Имеющиеся в литературе расчетные модели по определению теплопроводности наножидкости довольно точно могут определить теплопроводность синтезируемой наножидкости и учитывают влияния различных характеристик наночастиц.

В статье представлен сравнительный анализ известных теоретических моделей по определению теплопроводности и экспериментальных данных ученых, проводивших исследования с различными наножидкостями.

В статье представлен анализ для некоторых оксидов наночастиц. Ни одна из рассмотренных в данной работе расчетных моделей абсолютно точно не прогнозирует значения теплопроводности наножидкости. Поэтому при определении теплопроводности наножидкости необходимо учитывать характеристики материала, из которого будет синтезироваться наножидкость, и использовать наиболее подходящую теоретическую модель, учитывающую все особенности (базовая жидкость, материал наночастиц, форма и размер наночастиц, ПАВ и т.д.).

Список источников

1. Slobodina E. N., Mikhailov A. G. Application peculiarities of the higherature fluids containing nanoparticles in gas-tube boilers // Journal of Physics: Conference Series. 2020. Vol. 1652. P. 012037. DOI: 10.1088/1742-6596/1652/1/012037.
2. Слободина Е. Н., Михайлов А. Г., Гасс Е. А. Экспериментальные и расчетные исследования процесса кипения наножидкости // Известия Транссиба. 2023. № 1 (53). С. 103–109. EDN: NYGES.
3. Рудяк В. Я., Минаков А. В., Краснолуцкий С. А. Физика и механика процессов теплообмена в течениях наножидкостей // Физическая мезомеханика. 2016. Т. 19, № 1. С. 75–83. EDN: VSMFOJ.
4. Maxwell J. C. A. Treatise on Electricity and Magnetism. Oxford, 1873. Vol. 1. 425 p. URL: <https://archive.org/details/electricandmagne01maxwrich/mode/2up> (дата обращения: 15.12.2023).
5. Hamilton R. L., Crosser O. K. Thermal conductivity of heterogeneous two-component systems // Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals. 1962. Vol. 1, no. 3. P. 187–191. DOI: 10.1021/i160003a005.
6. Bruggeman D. A. G. Berechnung verschiedener physikalischer Konstanten von heterogenen Substanzen. I. Dielektrizitätskonstanten und Leitfähigkeiten der Mischkörper aus isotropen Substanzen // Annalen Der Physik. 2006. Vol. 416, no. 7. P. 636–664. DOI: 10.1002/andp.19354160705.
7. Yu W., Choi S. U. S. The role of interfacial layers in the enhanced thermal conductivity of nanofluids: A renovated maxwell model // Journal of Nanoparticle Research. 2003. Vol. 5. P. 167–171. DOI: 10.1023/a:1024438603801.
8. Xue Q., Xu W. M. A model of thermal conductivity of nanofluids with interfacial shells // Materials Chemistry and Physics. 2005. Vol. 90. P. 298–301. DOI: 10.1016/j.matchemphys.2004.05.029.
9. Xuan Y., Li Q., Hu W. Aggregation structure and thermal conductivity of nanofluids // AIChE Journal. 2003. Vol. 49, no. 4. P. 1038–1043. DOI: 10.1002/aic.690490420.
10. Koo J., Kleinstreuer C. A new thermal conductivity model for nanofluids // Journal of Nanoparticle Research. 2004. Vol. 6. P. 577–588. DOI: 10.1007/s11051-004-3170-5.
11. Chon C. H., Kihm K. D., Lee S. P. [et al.]. Empirical correlation finding the role of temperature and particle size for nanofluid (Al_2O_3) thermal conductivity enhancement // Applied Physics Letters. 2005. Vol. 87, no. 15. P. 153107. DOI: 10.1063/1.2093936.
12. Wang B.-X., Zhou L.-P., Peng X.-F. A fractal model for predicting the effective thermal conductivity of liquid with suspension of nanoparticles // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2003. Vol. 46, no. 14. P. 2665–2672. DOI: 10.1016/s0017-9310(03)00016-4.
13. Jang S. P., Choi S. U. S. Role of Brownian motion in the enhanced thermal conductivity of nanofluids // Applied

Physics Letters. 2004. Vol. 84, no. 21. P. 4316–4318. DOI: 10.1063/1.1756684.

14. Pak B. C., Choi Y. I. Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles // *Experimental Heat Transfer*. 1998. Vol. 11, no. 2. P. 151–170. DOI: 10.1080/08916159808946559.

15. Udawattha D. S., Narayana M. Development of a Model for Predicting the Effective Thermal Conductivity of Nanofluids: A Reliable Approach for Nanofluids Containing Spherical Nanoparticles // *Journal of Nanofluids*. 2018. Vol. 7, no. 1. P. 129–140. DOI: 10.1166/jon.2018.1428.

16. Timofeeva E. V., Moravek M. R., Singh D. Improving the heat transfer efficiency of synthetic oil with silica nanoparticles // *Journal of Colloid and Interface Science*. 2011. Vol. 364, no. 1. P. 71–79. DOI: 10.1016/j.jcis.2011.08.004.

17. Das S. K., Putra N., Thiesen P. [et al.]. Temperature Dependence of Thermal Conductivity Enhancement for Nanofluids // *Journal of Heat Transfer*. 2003. Vol. 125, no. 4. P. 567. DOI: 10.1115/1.1571080.

18. Chandrasekar M., Suresh S., Bose C. A. Experimental investigations and theoretical determination of thermal conductivity and viscosity of Al₂O₃/water nanofluid // *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2010. Vol. 34, no. 2. P. 1234–1236. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2009.10.022.

19. Li C. H., Peterson G. P. The effect of particle size on the effective thermal conductivity of Al₂O₃-water nanofluids // *Journal of Applied Physics*. 2007. Vol. 101, no. 4. P. 044312. DOI: 10.1063/1.2436472.

20. Said Z., Sundar L. S., Tiwari A. K. [et al.]. Recent advances on the fundamental physical phenomena behind stability, dynamic motion, thermophysical properties, heat transport, applications, and challenges of nanofluids // *Physics Reports*. 2021. Vol. 946. P. 1–94. DOI: 10.1016/j.physrep.2021.07.002.

ВДОВИН Олег Владиславович, аспирант кафедры «Теплоэнергетика» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

SPIN-код: 8721-5737

AuthorID (РИНЦ): 939315

Адрес для переписки: oleg95_15.03@mail.ru

СЛОБОДИНА Екатерина Николаевна, кандидат технических наук, доцент кафедры «Теплоэнергетика» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 3785-9045

AuthorID (РИНЦ): 763109

ORCID: 0000-0002-5168-2502

ResearcherID: R-7340-2016

Адрес для переписки: slobodina_e@mail.ru

МИХАЙЛОВ Андрей Гаррьевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Теплоэнергетика» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 7337-8036

AuthorID (РИНЦ): 385534

AuthorID (SCOPUS): 56503044200

Для цитирования

Вдовин О. В., Слободина Е. Н., Михайлов А. Г. Сравнительный анализ теоретических моделей определения теплопроводности наножидкости // *Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение*. 2024. Т. 8, № 1. С. 49–56. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-49-56.

Статья поступила в редакцию 18.01.2024 г.

О. В. Вдовин, Е. Н. Слободина, А. Г. Михайлов

THE COMPARATIVE ANALYSIS OF THEORETICAL MODELS FOR PREDICTING THERMAL CONDUCTIVITY OF NANOFLUID

O. V. Vdovin, E. N. Slobodina, A. G. Mikhailov

Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

This article is devoted to the study of thermal conductivity of nanofluid. A nanofluid is a liquid in which nanometer-sized solid particles are dispersed. These particles are called nanoparticles. Nanofluids have new promising thermophysical properties compared to conventional heat transfer fluids. Thermal conductivity is one of the main thermophysical properties of a liquid. Thermal conductivity is of great importance in processes where heat transfer and fluid flow occur. The article presents well-known theoretical models for determining the thermal conductivity of nanofluid. A brief description of these models is given. Some experimental work on determining the thermal conductivity of various nanofluids is considered. A computational study of the effect of aluminum oxide (Al_2O_3) and silicon dioxide (SiO_2) nanoparticles on the change in thermal conductivity of a nanofluid has been performed. A comparative analysis of known computational models and experimental data is carried out. The accuracy of the calculated models is determined by determining the thermal conductivity of the nanofluid.

Keywords: nanofluid, thermal conductivity, nanoparticles, theoretical model, comparative analysis, aluminum oxide, silicon dioxide.

References

1. Slobodina E. N., Mikhailov A. G. Application peculiarities of the high-temperature fluids containing nanoparticles in gas-tube boilers // *Journal of Physics: Conference Series*. 2020. Vol. 1652. P. 012037. DOI: 10.1088/1742-6596/1652/1/012037. (In Engl.).
2. Slobodina E. N., Mikhaylov A. G., Gass E. A. Eksperimental'nyye i raschetnyye issledovaniya protsessa kipeniya nanozhidkosti [Experimental and computational studies of the nanofluidic boiling process] // *Izvestiya Transsiba. Journal of Transsib Railway Studies*. 2023. No. 1 (53). P. 103–109. EDN: NYYGES. (In Russ.).
3. Rudyak V. Ya., Minakov A. V., Krasnolutskiy S. L. Fizika i mekhanika protsessov teploobmena v techeniyakh nanozhidkostey [Physics and mechanics of heat exchange processes in nanofluid flows] // *Fizicheskaya mezomekhanika. Physical Mesomechanics*. 2016. Vol. 19, no. 1. P. 75–83. EDN: VSMFOJ. (In Russ.).
4. Maxwell J. C. A. Treatise on Electricity and Magnetism. Oxford, 1873. Vol. 1. 425 p. URL: <https://archive.org/details/electricandmagne01maxwrich/mode/2up> (accessed: 15.12.2023). (In Engl.).
5. Hamilton R. L., Crosser O. K. Thermal conductivity of heterogeneous two-component systems // *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*. 1962. Vol. 1, no. 3. P. 187–191. DOI: 10.1021/i160003a005. (In Engl.).
6. Bruggeman D. A. G. Berechnung verschiedener physikalischer Konstanten von heterogenen Substanzen. I. Dielektrizitätskonstanten und Leitfähigkeiten der Mischkörper aus isotropen Substanzen [Calculation of various physical constants of heterogeneous substances. I. Dielectric constants and conductivities of mixed bodies made of isotropic substances] // *Annalen Der Physik. Annals of Physics*. 2006. Vol. 416, no. 7. P. 636–664. DOI: 10.1002/andp.19354160705. (In Germ.).
7. Yu W., Choi S. U. S. The role of interfacial layers in the enhanced thermal conductivity of nanofluids: A renovated maxwell model // *Journal of Nanoparticle Research*. 2003. Vol. 5. P. 167–171. DOI: 10.1023/a:1024438603801. (In Engl.).
8. Xue Q., Xu W. M. A model of thermal conductivity of nanofluids with interfacial shells // *Materials Chemistry and Physics*. 2005. Vol. 90. P. 298–301. DOI: 10.1016/j.matchemphys.2004.05.029. (In Engl.).
9. Xuan Y., Li Q., Hu W. Aggregation structure and thermal conductivity of nanofluids // *AIChE Journal*. 2003. Vol. 49, no. 4. P. 1038–1043. DOI: 10.1002/aic.690490420. (In Engl.).
10. Koo J., Kleinstreuer C. A new thermal conductivity model for nanofluids // *Journal of Nanoparticle Research*. 2004. Vol. 6. P. 577–588. DOI: 10.1007/s11051-004-3170-5. (In Engl.).
11. Chon C. H., Kihm K. D., Lee S. P. [et al.]. Empirical correlation finding the role of temperature and particle size for nanofluid (Al_2O_3) thermal conductivity enhancement // *Applied Physics Letters*. 2005. Vol. 87, no. 15. P. 153107. DOI: 10.1063/1.2093936. (In Engl.).
12. Wang B.-X., Zhou L.-P., Peng X.-F. A fractal model for predicting the effective thermal conductivity of liquid with suspension of nanoparticles // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2003. Vol. 46, no. 14. P. 2665–2672. DOI: 10.1016/s0017-9310(03)00016-4. (In Engl.).
13. Jang S. P., Choi S. U. S. Role of Brownian motion in the enhanced thermal conductivity of nanofluids // *Applied Physics Letters*. 2004. Vol. 84, no. 21. P. 4316–4318. DOI: 10.1063/1.1756684. (In Engl.).
14. Pak B. C., Choi Y. I. Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles // *Experimental Heat Transfer*. 1998. Vol. 11, no. 2. P. 151–170. DOI: 10.1080/08916159808946559. (In Engl.).
15. Udawattha D. S., Narayana M. Development of a Model for Predicting the Effective Thermal Conductivity of Nanofluids: A Reliable Approach for Nanofluids Containing Spherical Nanoparticles // *Journal of Nanofluids*. 2018. Vol. 7, no. 1. P. 129–140. DOI: 10.1166/jon.2018.1428. (In Engl.).
16. Timofeeva E. V., Moravek M. R., Singh D. Improving the heat transfer efficiency of synthetic oil with silica nanoparticles // *Journal of Colloid and Interface Science*. 2011. Vol. 364, no. 1. P. 71–79. DOI: 10.1016/j.jcis.2011.08.004. (In Engl.).
17. Das S. K., Putra N., Thiesen P. [et al.]. Temperature Dependence of Thermal Conductivity Enhancement for Nano-



fluids // Journal of Heat Transfer. 2003. Vol. 125, no. 4. P. 567. DOI: 10.1115/1.1571080. (In Engl.).

18. Chandrasekar M., Suresh S., Bose C. A. Experimental investigations and theoretical determination of thermal conductivity and viscosity of Al₂O₃/water nanofluid // Experimental Thermal and Fluid Science. 2010. Vol. 34, no. 2. P. 1234–1236. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2009.10.022. (In Engl.).

19. Li C. H., Peterson G. P. The effect of particle size on the effective thermal conductivity of Al₂O₃-water nanofluids // Journal of Applied Physics. 2007. Vol. 101, no. 4. P. 044312. DOI: 10.1063/1.2436472. (In Engl.).

20. Said Z., Sundar L. S., Tiwari A. K. [et al.]. Recent advances on the fundamental physical phenomena behind stability, dynamic motion, thermophysical properties, heat transport, applications, and challenges of nanofluids // Physics Reports. 2021. Vol. 946. P. 1–94. DOI: 10.1016/j.physrep.2021.07.002. (In Engl.).

VDOVIN Oleg Vladislavovich, Graduate Student of Heat Power Engineering Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 8721-5737

AuthorID (RSCI): 939315

Correspondence address: oleg95_15.03@mail.ru

SLOBODINA Ekaterina Nikolaevna, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of Heat Power Engineering Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 3785-9045

AuthorID (RSCI): 763109

ORCID: 0000-0002-5168-2502

ResearcherID: R-7340-2016

Correspondence address: slobodina_e@mail.ru

MIKHAILOV Andrey Garrievich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Heat Power Engineering Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 7337-8036

AuthorID (RSCI): 385534

AuthorID (SCOPUS): 56503044200

For citations

Vdovin O. V., Slobodina E. N., Mikhailov A. G. The comparative analysis of theoretical models for predicting thermal conductivity of nanofluid // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 49–56. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-49-56.

Received January 18, 2024.

© O. V. Vdovin, E. N. Slobodina, A. G. Mikhailov

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКРУЧЕННОГО КОЛЬЦЕВОГО ПОТОКА

А. А. Кишкин, Ю. Н. Шевченко, А. А. Зуев, Д. А. Жуйков

Сибирский государственный университет науки и технологий
имени академика М. Ф. Решетнева,
Россия, 660037, г. Красноярск, пр. им. газеты «Красноярский рабочий», 31

В ходе работ по энергетическому совершенству систем терморегулирования космических аппаратов с двухфазным контуром рассматривается вопрос частичной регенерации тепловой энергии в электрическую в турбогенераторе низкой быстроходности; часть проектных работ требует расчетного моделирования при транспорте закрученных потоков в осевом направлении от внешнего ввода до плоскости ввода в рабочее колесо, что определяет необходимость теоретической и экспериментальной проработки проблемы.

В работе рассмотрены преобразования уравнений изменения количества движения жидкости в граничных условиях осекольцевого канала с неподвижными цилиндрическими поверхностями. При допущениях об осесимметричности течений с использованием интегральной формы записи уравнения неразрывности получены соотношения в виде двух дифференциальных уравнений с выраженными производными по оси канала для полного давления p^* и константы окружной скорости $C_u = UR$ (const — на шаге интегрирования). Уравнение составляет основу алгоритма интегрирования в конечных разностях, дополненной системой служебных уравнений, описывающих напряжение трения, термодинамические параметры и т.п. Проведены тестовые расчеты по реальным параметрам, проанализированы результаты.

Ключевые слова: осеокружной поток, тангенциальные и окружные напряжения, потенциальный поток, уравнение энергии, транспортный несущий поток, система дифференциальных уравнений движения, термодинамические параметры.

Введение

Для решения задач по терморегулированию перспективных крупногабаритных космических аппаратов (КА) и станций с увеличенным энерговооружением при необходимости снижения относительных массы и размеров систем терморегулирования (СТР) КА наиболее перспективный путь — это создание базовых элементов интегрированных СТР КА с двухфазным контуром (СТР с ДФК), как наиболее эффективной по сравнению с существующими в настоящее время в отечественной и зарубежной практике средствами терморегулирования. При существующих системах необходимо значительно увеличивать площади наружных радиаторов-излучателей, что приводит к увеличению их массы и габаритов. Проблема радиаторов-излучателей возникает при ограниченных возможностях размещения их под обтекателем ракеты-носителя на участке выведения КА на орбиту. Совмещение системы терморегулирования с паровой турбиной позволяет отводить часть энергии через паровую турбину в систему энергоснабжения, что уменьшает тепловую нагрузку на радиатор-излучатель.

В нашем случае предполагается использовать турбины мощностью менее 1 кВт, что можно идентифицировать (классифицировать) как микротурбины малой быстроходности, размерности и мощности. Вопрос оптимального проектирования и выбора типа турбины остается открытым из-за низкого КПД тихоходных турбомашин, имеющего сходные значения для всей номенклатуры микро-

турбин лопаточно-осевого и радиального типа: лабиринтно-вихревых, дисковых турбин, турбин центробежных и центростремительного типов и т.п. Отдать предпочтение какому-то типу на данном этапе невозможно. Стоит отметить, что для турбин как активного, так и реактивного типа важнейшим элементом, формирующим окружное направление потока, обеспечивающего окружную работу рабочего колеса, является сопловой или направляющий аппарат для быстроходных турбин, выполненных в виде сопловых решеток (в лопаточном венце), для тихоходных и малорасходных машин выполняется одно сопло (сопловой тангенциальный канал).

Окружные потоки формируются в подводящих устройствах, через тангенциальные направляющие или лопаточные аппараты, что характерно для направляющих аппаратов гидравлических и газовых турбин, определяющих динамическую основу для окружной работы на рабочих решетках турбин [1–8]. Часто в проектной практике плоскость ввода в рабочее колесо не совпадает в осевом направлении с вводом рабочего тела к конструкции турбоагрегата в целом, что требует транспортировки закрученного потока через осекольцевой канал. По существу сформированный окружной поток представляет собой в математическом содержании суперпозицию двух потенциальных потоков: расходного, транспортного (несущего) потока и закрученного вихревого потока, моделируемого по теореме Геймгольца по закону свободного вихря от твердотельного ядра: $U \cdot R = \text{const}$ [9–12]. Особенностью такого течения является тот факт, что пол-

ное давление потока изменяется не только за счет падения статического давления (расходное трение), но и за счет уменьшения окружной скорости U по ходу транспортного (расходного) течения через скоростной напор окружной составляющей скорости $U^2/2$. По данным [13–17] решение для диссипации окружной скорости может вестись автономно от расходной составляющей и влиять на статическое давление только через уравнение энергии. Особенности дифференциальных уравнений таких течений рассмотрены в разделах ниже.

Целью исследования является расчетно-эксплуатационная проработка осеокружных течений в граничных условиях кольцевого канала, как транспортного канала к плоскости ввода в рабочее колесо турбомшины.

Основная часть

Динамика осесимметричных окружных потоков

Осесимметричные окружные потоки, как признак, имеют осесимметричную цилиндрическую полость течения с окружной — u и расходной $v_p = V/F_{np}$ (V — объемный расход; F_{np} — площадь проходного сечения) составляющей абсолютной скорости — c , причем v_p может принимать значения v_R для радиального окружного потока либо v_z — для осеокружного потока. Осесимметричные окружные потоки можно разделить на условно «статические» с неподвижными стенками граничных условий и «динамические» с одной или обеими вращающимися стенками, входные и выходные граничные условия — абсолютно неподвижные поверхности. Динамические потоки формируются между ротором и статором (неподвижной стенкой корпуса) турбомашин, «статические», далее просто, расходно-окружные потоки формируются в основном в подводящих и отводящих устройствах [18, 19]. Для расчетно-теоретического анализа удобно использовать как исходные уравнения изменения количества движения, в форме уравнения Навье — Стокса [9, 11, 20] с измененной формой вязкостного члена, на основе сравнительного анализа малых величин членов. Оставлена только производная проекции напряжения трения по нормали $\bar{n}$ к поверхности трения. Уравнение записано в общем виде в цилиндрических координатах:

$$\begin{aligned} v_R \frac{\partial v_R}{\partial R} - \frac{u}{R} \frac{\partial v_R}{\partial \alpha} + v_R \frac{\partial v_R}{\partial z} - \frac{u^2}{R} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial R} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_R}{\partial n}, \\ v_R \frac{\partial u}{\partial R} + \frac{u}{R} \frac{\partial u}{\partial \alpha} + v_z \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{v_R u}{R} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{R \partial \alpha} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_\alpha}{\partial n}, \\ v_R \frac{\partial v_z}{\partial R} + \frac{u}{R} \frac{\partial v_z}{\partial \alpha} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_z}{\partial n}, \\ \frac{\partial v_R}{\partial R} + \frac{1}{R} \frac{\partial u}{\partial \alpha} + \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{v_R}{R} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

Для радиально-окружного течения нормалью n определяется координата z , для осеокружного — координата R .

Динамика осеокружного кольцевого потока

Рассмотрим уравнение движения (1) в допущении $v_R = 0$; $\frac{d}{d\alpha} = 0$.

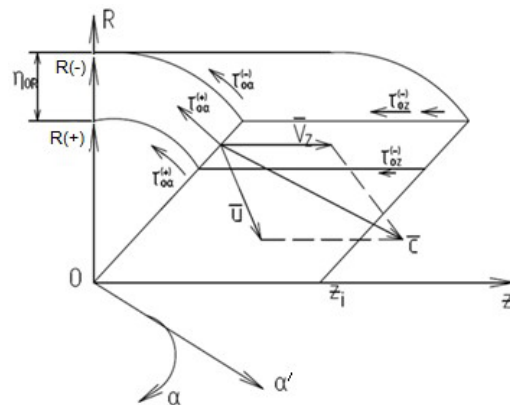


Рис. 1. Расчетная схема осецилиндрической кольцевой полости

Fig. 1. Calculation scheme of the axial cylindrical annular cavity

$$\begin{cases} -\frac{u^2}{R} = -\frac{1}{\rho} \frac{dp}{dR}; \\ v_z \frac{du}{dz} = \frac{1}{\rho} \frac{d\tau_\alpha}{dR}; \\ v_z \frac{dv_z}{dz} = -\frac{1}{\rho} \frac{dp}{dz} + \frac{1}{\rho} \frac{\tau_z}{dR}; \\ \frac{dV_z}{dz} = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Четвертое уравнение неразрывности выполняется при $R_{(+)}$ (положительная нормаль пограничного слоя) и $R_{(-)}$ — const (отрицательная нормаль пограничного слоя) (или $U_{0R} = \text{const}$) и при сомкнутых пограничных слоях (рис. 1).

При $n_{0R} = \text{var}$, или $R_{(+)} = f(z)$ или $R_{(-)} = f(z)$, или при $R_{(+)}$ и $R_{(-)}$ — const рассматривается входной, участок с развивающимися пограничными слоями, необходимо пользоваться интегральной формой уравнения неразрывности:

$$V_z = \frac{m}{\pi \rho [R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 2\delta^* (R_{(-)} + R_{(+)})]}. \quad (3)$$

Проинтегрируем первое уравнение системы по R от $R_{(+)}$ до $R_{(-)}$, учитывая, что на шаге интегрирования по z выполняется закон сохранения момента количества движения:

$$UR = C_{ui} = \text{const},$$

$$\int_{R_{(+)}}^{R_{(-)}} \frac{C_{ui}^2}{R^3} dR = \frac{1}{\rho} \cdot p \Big|_{R_{(+)}}^{R_{(-)}}$$

в результате имеем:

$$p_{(-)} + \rho \frac{U_{(-)}^2}{2} = p_{(+)} + \rho \frac{U_{(+)}^2}{2} = p; \quad (4)$$

где p^* — полное давление.

Проинтегрируем второе уравнение по нормали — R от $R_{(+)}$ до $R_{(-)}$, аналогично учитывая выражения для $U = C_{ui}/R$:

$$\int_{R_{(+)}}^{R_{(-)}} v_z \frac{dU}{dz} dR = \frac{1}{\rho} \int_{R_{(+)}}^{R_{(-)}} \frac{\partial \tau_{0\alpha}}{\partial R} dR.$$

Окончательно из интеграла второго уравнения получаем выражение для производной константы окружной составляющей скорости — C_u .

$$\frac{dC_u}{dz} = - \frac{(\tau_{0\alpha(-)} + \tau_{0\alpha(+)})}{\rho V_z \ln \left(\frac{R_{(-)} - \delta_R}{R_{(+)} + \delta_R} \right)}. \quad (5)$$

Или с учетом выражения для V_z (3):

$$\frac{dC_u}{dz} = - \frac{\pi(\tau_{0\alpha(-)} + \tau_{0\alpha(+)}) [R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 2\delta_R (R_{(-)} + R_{(+)})]}{g \ln \left(\frac{R_{(-)} - \delta_R}{R_{(+)} + \delta_R} \right)}.$$

Проинтегрируем третье уравнение в системе (2) по нормали R :

$$\int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} V_z \frac{dV_z}{dz} dR = - \frac{1}{\rho} \int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} \frac{dp}{dz} dR + \int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} \frac{d\tau_z}{dz} dR. \quad (6)$$

Рассмотрим два варианта при интегрировании: $\delta_R = \text{const}$, при $R_{(+),(-)} = \text{const}$.

Определим производную с учетом $\delta_R = \text{const}$ (установившееся течение):

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dz} = \rho C_u \frac{dC_u}{dz} \left[\frac{1}{R_{(+)} + \delta_R} - \frac{1}{R_{(-)} - \delta_R} \right] \times \\ \times [R_{(-)} - R_{(+)} - 2\delta_R] - \frac{\tau_{0z(-)} + \tau_{0z(+)}}{R_{(-)} - R_{(+)} - 2\delta_R}. \end{aligned} \quad (7)$$

Для случая $\delta_R \neq \text{const}$ выражение усложняется за счет изменения скорости V_z .

Воспользуемся (3) и определим производную:

$$\frac{dV_z}{dz} = \frac{g}{\pi \rho} \cdot \frac{2(R_{(-)} + R_{(+)}) \cdot d\delta_R / dz}{[R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 2\delta_R (R_{(-)} + R_{(+)})]^2}. \quad (8)$$

Определим комплекс:

$$V_z \frac{dV_z}{dz} = V_z^2 \cdot \frac{2d\delta_R / dz}{[R_{(-)} - R_{(+)} - 2\delta_R]}. \quad (9)$$

Возьмем интеграл по нормали R :

$$\int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} V_z \frac{dV_z}{dz} = 2V_z \frac{d\delta_R}{dz}, \quad (10)$$

аналогично установившемуся течению возьмем интеграл второго члена по давлению, поменяв знак дифференцирования и интегрирования:

$$\int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} \frac{dp}{dz} dR = \frac{d}{dz} \int_{R_{(+)} + \delta_R}^{R_{(-)} - \delta_R} p dR. \quad (11)$$

Учтем $U = C_u / R$, продолжим преобразование и выразим производную полного давления:

$$\frac{dp}{dz} = \left[\left[p \cdot \rho \frac{U_{\delta(+)}^2}{2} + p \cdot \rho \frac{U_{\delta(-)}^2}{2} - 2\rho V_z^2 \right] \frac{d\delta_R}{dz} + \right. \\ \left. + \rho (U_{\delta(+)} - U_{\delta(-)}) \frac{dC_u}{dz} - (\tau_{0z(-)} + \tau_{0z(+)}) \right] \times$$

$$\times \frac{1}{R_{(-)} - R_{(+)} - 2\delta_R}.$$

Обратим внимание, что

$$p \cdot \rho \frac{U_{\delta(+)}^2}{2} = \rho \frac{V_z^2}{2}, \quad p \cdot \rho \frac{U_{\delta(-)}^2}{2} = \rho \frac{V_z^2}{2}.$$

Уравнение преобразуется окончательно:

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dz} = \frac{1}{R_{(-)} - R_{(+)} - 2\delta_R} \times \\ \times \left(- 2\rho V_z^2 \frac{d\delta_R}{dz} + \rho (U_{(+)} - U_{(-)}) \frac{dC_u}{dz} - (\tau_{0z(-)} + \tau_{0z(+)}) \right). \end{aligned} \quad (12)$$

Совместно с

$$\frac{dC_u}{dz} = - \frac{\pi(\tau_{0\alpha(-)} + \tau_{0\alpha(+)}) [R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 2\delta_R (R_{(-)} - R_{(+)})]}{g \ln \left(\frac{R_{(-)} - \delta_R}{R_{(+)} + \delta_R} \right)}. \quad (13)$$

Конечно-разностный алгоритм интегрирования уравнений движения в основных постановках граничных условий для осеокружного кольцевого течения

Осеокружное течение рассматривается как суперпозиция расходного и окружного (вихревого) течения, причём окружное течение формирует пограничный слой, зависящий от радиуса поверхности и напряжённости $C_u = U \cdot R$ вихревого течения и является установившимся, т.е. имеющим толщину пограничного уже на входе в канал, что очевидно при движении по кольцевой (замкнутой линии тока). Расходная составляющая течения на входе имеет неустановившийся участок с нулевым значением толщины пограничного слоя на входе и нарастающим значением толщины до смыкания пограничного слоя в конце участка. Следовательно, расходная составляющая течения определяет в основном длину неустановившегося участка и динамику напряжения трения.

Для удобства формирования алгоритмов расчета сведем в таблицы данные из литературы [14], определяющие параметры для уравнений импульсов пограничного слоя для осеокружных потоков (рис. 2). Выражение для закона трения на ламинарном режиме и турбулентном режиме, связывающие напряжения трения с толщиной потери импульса получены из классических выражений для коэффициента гидравлического трения λ от числа Re для

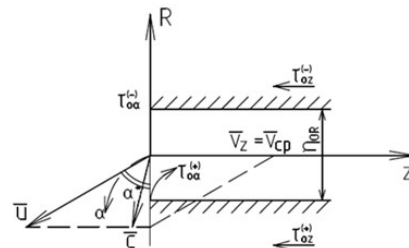


Рис. 2. Схема напряжений трения для осевого закрученного потока
Fig. 2. Scheme of friction stresses for axial swirling flow

Таблица 1. Определяющие параметры уравнения импульсов пограничного слоя и напряжений трения для ламинарного потока

Table 1. Defining parameters of the equation of boundary layer pulses and friction stresses for laminar flow

Осеокружной поток	Определяющий параметр	Номер формулы
$\delta_{\alpha(+)}^{**} = \Gamma \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)} = 1,105 \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)}$	Толщина потери импульса для окружного потока $C_u = \text{const}$ на радиусе $R_{(+)}$	(14)
$U_{(+)} = \frac{C_u}{R_{(+)}} , C_u - \text{const}$	Окружная скорость на шаге интегрирования	(15)
$\tau_{oc(+)} = \frac{0,267 \rho C_{(+)}^2}{\text{Re}_{\delta_{c(+)}^{**}}} = 0,267 \cdot \rho \cdot C_{(+)}^2 \left(\frac{C_{(+)} \delta_{c(+)}^{**}}{v} \right);$ где $C_{(+)}^2 = U_{(+)}^2 + V_z^2$	Напряжение трения на радиусе $R_{(+)}$	(16)
$\tau_{0\alpha(+)} = \tau_{0c(+)} \cdot \cos \alpha_{(+)}$	Окружная проекция напряжения трения	(17)
$\tau_{0R(+)} = \tau_{0c(+)} \cdot \sin \alpha_{(+)}$	Радиальная проекция напряжения трения	(18)
$\alpha_{(+)} = \arctg \left(\frac{V_z}{U_{(+)}} \right), U_{(+)} = \frac{C_u}{R_{(+)}} , C_u - \text{const}$	Угол между радиальной и окружной составляющей скорости	(19)
$\delta_{\alpha(-)}^{**} = \Gamma \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot (R_{(+)} + n_{or}) ,$ где $R_{(-)} = R_{(+)} + n_{or}$	Толщина потери импульса окружного потока на радиусе $R_{(-)}$	(20)
$\delta_{c(-)}^{**} = \delta_{\alpha(-)}^{**} \frac{U_{(-)}^2}{U_{(-)}^2 + V_z^2} + \delta_{R(+)}^{**} \frac{V_z^2}{U_{(-)}^2 + V_z^2}$	Толщина потери импульса по абсолютной скорости	(21)
$U_{(-)} = \frac{C_u}{(R_{(+)} + n_{or})} , C_u - \text{const} - \text{на шаге}$	Окружная скорость на шаге интегрирования	(22)
$\tau_{oc(-)} = 0,267 \rho \cdot C_{(-)}^2 \left(\frac{C_{(-)} \cdot \delta_{c(-)}^{**}}{v} \right) = \frac{0,267 \cdot \rho \cdot C_{(-)}^2}{\text{Re}_{\delta_{c(-)}^{**}}} ,$ где $C_{(-)}^2 = U_{(-)}^2 + V_z^2$	Напряжение трения на радиусе $R_{(-)}$	(23)
$\tau_{0\alpha(-)} = \tau_{0c(-)} \cdot \cos \alpha_{(-)}$	Окружная проекция напряжения трения	(24)
$\tau_{0R(+)} = \tau_{0c(-)} \cdot \sin \alpha_{(-)}$	Радиальная проекция напряжения трения	(25)
где $\alpha_{(-)} = \arctg \left(\frac{V_z}{U_{(-)}} \right), U_{(-)} = \frac{C_u}{R + n_{or}} ; C_u - \text{const}$	Угол между радиальной и окружной составляющей скорости	(26)

гладких труб на участке установившегося течения при допущении $R = \delta$, где R — радиус трубы; δ — толщина пограничного слоя. Параметры для ламинарного режима (табл. 1) и турбулентного режима (табл. 2).

Конечно-разностный алгоритм расчета для осевого закрученного потока в кольцевом канале

Примечание: в материале статьи показан случай течения на ламинарном режиме, поскольку экспериментальные данные находятся в этом диапазоне; для турбулентного режима алгоритм аналогичен,

однако следует воспользоваться данными параметров из табл. 2.

Для ламинарного режима течения воспользуемся параметрами и выражениями из табл. 1. Расчетная схема представлена на рис. 1. Исходными данными для расчета являются следующие параметры:

- $R_{(+)}$ [м] — внутренний радиус;
- n_{or} [м] — радиальный зазор кольцевого сечения;
- $R_{(-)} = R_{(+)} + n_{or}$ [м] — внешний (большой радиус) кольцевого сечения;
- $R_p = R_{(-)} - 0,5n_{or} = R_{(-)} + 0,5n_{or}$ — средний, «расчетный» радиус;

Таблица 2. Определяющие параметры уравнения импульсов пограничного слоя и напряжений трения для турбулентного потока

Table 2. Defining parameters of the equation of boundary layer pulses and friction stresses for a turbulent flow

Осеоокружной поток	Определяющий параметр	Номер формулы
$\delta_{a(+)}'' = \Gamma \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)} = 0,9546 \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)}$	Толщина потери импульса для окружного потока $C_u = \text{const}$ на радиусе $R_{(+)}$	(27)
$\delta_{c(+)}'' = \delta_{a(+)}'' \frac{U_{(+)}^2}{U_{(+)}^2 + V_z^2} + \delta_{z(+)}'' \frac{V_z^2}{U_{(+)}^2 + V_z^2},$ где $U_{(+)} = \frac{C_u}{R_{BH}}, C_u - \text{const} - \text{на шаге}$	Толщина потери импульса по абсолютной скорости	(28)
$\tau_{oc(+)} = 0,0186 \cdot \rho \cdot C_{\delta(+)}^2 \left(\frac{C_{\delta(+)} \cdot \delta_c''}{v} \right)^{-0,25}$	Напряжение трения на радиусе $R_{(+)}$	(29)
$\tau_{0a(+)} = \tau_{0c(+)} \cdot \cos \alpha_{(+)}$	Окружная проекция напряжения трения	(30)
$\tau_{0R(+)} = \tau_{0c(+)} \cdot \sin \alpha_{(+)}$	Радиальная проекция напряжения трения	(31)
$\alpha_{(+)} = \arctg \left(\frac{V_{\delta z}}{U_{\delta(+)}'} \right), U_{\delta(+)}' = \frac{C_u}{R_{(+)}}$	Угол между радиальной и окружной составляющей скорости на радиусе $R_{(+)}$	(32)
$\delta_{a(-)}'' = \Gamma \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(-)} = 0,9546 \cdot \left(\frac{v}{C_u} \right)^{0,2} \cdot R_{(-)}$	Толщина потери импульса для окружного потока $C_u = \text{const}$ на радиусе $R_{(-)}$	(33)
$\delta_{c(-)}'' = \delta_{a(-)}'' \frac{U_{(-)}^2}{U_{(-)}^2 + V_z^2} + \delta_{z(-)}'' \frac{V_z^2}{U_{(-)}^2 + V_z^2},$ где $U_{(-)} = \frac{C_u}{(R_{BH(+)} + n_{oR})}, R_{(-)} = R_{(+)} + n_{oR}$	Толщина потери импульса по абсолютной скорости на радиусе $R_{(-)}$	(34)
$\tau_{oc(-)} = 0,0186 \cdot \rho \cdot C_{\delta(-)}^2 \left(\frac{C_{\delta(-)} \cdot \delta_c''}{v} \right)^{-0,25},$ где $C_{\delta(-)}^2 = U_{\delta(-)}^2 + V_{\delta z}^2$	Напряжение трения на радиусе $R_{(-)}$	(35)
$\tau_{0a(-)} = \tau_{0c(-)} \cdot \cos \alpha_{(-)}$	Окружная проекция напряжения трения	(36)
$\tau_{0R(-)} = \tau_{0c(-)} \cdot \sin \alpha_{(-)}$	Радиальная проекция напряжения трения	(37)
где $\alpha_{(-)} = \arctg \left(\frac{V_z}{U_{(-)}'} \right), U_{(-)}' = \frac{C_u}{R + n_{oR}}, C_u - \text{const}$	Угол между радиальной и окружной составляющей скорости на радиусе $R_{(-)}$	(38)

— $p_0 = p_{(-)0} = p_{(+)0} \left[\frac{H}{M^2} \right]$ — полное давление во входном сечении в окружном направлении на расчетном радиусе R ;

— $p_0 \left[\frac{H}{M^2} \right]$ — статическое давление во входном сечении на расчетном радиусе R_i ;

— $U_0 \left[\frac{M}{c} \right]$ — окружная составляющая абсолютной скорости во входном сечении на расчетном радиусе R ;

— $C_{u0} = U_0 \cdot R \left[\frac{M^2}{c} \right]$ — константа окружной скорости во входном сечении;

— $T_0 [K^0]$ — температура статическая во входном сечении на расчетном радиусе;

— $v_0 \left[\frac{M^2}{c} \right]$ — кинетическая вязкость.

Расчет (интегрирования) производится в следующей последовательности:

плотность на расчетном радиусе:

$$\rho_i = \frac{p_i}{R \cdot T_i} \quad (39)$$

Осевая составляющая на шаге интегрирования:

$$V_{zi} = \frac{\dot{m}}{p_i [R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 5\delta_{Ri}'' (R_{(-)} + R_{(+)})]} \quad (40)$$

Толщина потери импульса на шаге $i = 0$ в осевом направлении:

$$\delta_{R_0}'' = 0,731 \sqrt{\frac{v \cdot \Delta z}{V_{z0}}} \quad (41)$$

Производная толщины потери импульса в осевом направлении:

$$\left(\frac{d\delta_R}{dz}\right)_i = 0,267 \left[\frac{V_{zi} \cdot \delta_{zi}''}{v} \right]^{-1} \cdot \left(\frac{n_{oR} - 5\delta_{Ri}''}{n_{oR} + 17,5\delta_{Ri}''} \right). \quad (42)$$

Приращение толщины потери импульса в направлении оси z:

$$\Delta\delta_{Ri}'' = \left(\frac{d\delta_R}{dz} \right)_i \cdot \Delta z. \quad (43)$$

Интегральная толщина потери импульса в осевом направлении:

$$\Delta\delta_{Ri+1}'' = \delta_{Ri}'' + \Delta\delta_{Ri}''. \quad (44)$$

Абсолютная скорость на i шаге на $R_{(+)}$:

$$C_{(+)i}^2 = U_{(+)i}^2 + V_{zi}^2, \quad (45)$$

где $U_{(+)i} = \frac{C_{ui}}{R_{(+)}}$.

Толщина потери импульса в окружном направлении на $R_{(+)}$:

$$\delta_{\alpha(+)i}'' = 1,105 \left(\frac{v}{R_{(+)i} \cdot U_{(+)i}} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)i}. \quad (46)$$

Толщина потери импульса в направлении абсолютной скорости на $R_{(+)}$:

$$\delta_{c(+)i}'' = \delta_{\alpha(+)i}'' \cdot \frac{U_{(+)i}^2}{U_{(+)i}^2 + V_{zi}^2} + \delta_{Ri}'' \cdot \frac{V_{zi}^2}{U_{(+)i}^2 + V_{zi}^2}. \quad (47)$$

Напряжение трения абсолютной скорости на $R_{(+)}$:

$$(\tau_{oc(+)})_i = 0,267 \cdot \rho_i \cdot C_{(+)i}^2 \left(\frac{v}{C_{(+)i} \cdot \delta_{c(+)i}''} \right). \quad (48)$$

Угол между абсолютной и окружной составляющей $R_{(+)}$:

$$\alpha_{(+)i} = \arctg \frac{V_{zi}}{U_{(+)i}}. \quad (49)$$

Напряжение трения в окружном направлении на $R_{(+)}$:

$$(\tau_{o\alpha(+)})_i = (\tau_{oc(+)})_i \cdot \cos \alpha_{(+)i}. \quad (50)$$

Напряжение трения в осевом направлении на $R_{(+)}$:

$$(\tau_{\alpha(+)})_i = (\tau_{oc(+)})_i \cdot \sin \alpha_{(+)i}. \quad (51)$$

Окружная составляющая скорости на i шаге на $R_{(-)}$:

$$U_{(-)i} = \frac{C_{ui}}{R_{(-)}}. \quad (52)$$

Абсолютная скорость на $R_{(-)}$:

$$C_{(-)i}^2 = U_{(-)i}^2 + V_{zi}^2. \quad (53)$$

Толщина потери импульса в окружном направлении $R_{(-)}$:

$$\delta_{\alpha(-)i}'' = 1,105 \left(\frac{v}{R_{(-)i} \cdot U_{(-)i}} \right)^{0,2} \cdot R_{(-)i}. \quad (54)$$

Толщина потери импульса в направлении абсолютной скорости на $R_{(-)}$:

$$\delta_{c(-)i}'' = \delta_{\alpha(-)i}'' \cdot \frac{U_{(-)i}^2}{U_{(-)i}^2 + V_{zi}^2} + \delta_{Ri}'' \cdot \frac{V_{zi}^2}{U_{(-)i}^2 + V_{zi}^2}. \quad (55)$$

Напряжение трения абсолютной скорости на $R_{(-)}$:

$$(\tau_{oc(-)})_i = 0,267 \cdot C_{(-)i}^2 \left(\frac{v}{C_{(-)i} \cdot U_{(-)i}} \right). \quad (56)$$

Угол между абсолютной и окружной составляющей на $R_{(-)}$:

$$\alpha_{(-)i} = \arctg \frac{V_{zi}}{U_{(-)i}}. \quad (57)$$

Напряжение трения в окружном направлении на $R_{(-)}$:

$$(\tau_{o\alpha(-)})_i = (\tau_{oc(-)})_i \cdot \cos(\alpha_{(-)i}). \quad (58)$$

Напряжение трения в осевом направлении на $R_{(-)}$:

$$(\tau_{\alpha(-)})_i = (\tau_{oc(-)})_i \cdot \sin(\alpha_{(-)i}). \quad (59)$$

Производная для окружной константы:

$$\left(\frac{dCu}{dz} \right)_i = \frac{-\pi(\tau_{o\alpha(-)i} + \tau_{o\alpha(+)i})[R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 5\delta_{Ri}'' \cdot (R_{(-)} + R_{(+)})]}{g \ln \left(\frac{R_{(-)} - 2,5\delta_{Ri}''}{R_{(+)} + 2,5\delta_{Ri}''} \right)}. \quad (60)$$

Приращение константы окружной скорости:

$$\Delta C_{ui} = \left(\frac{dCu}{dz} \right)_i \cdot \Delta z. \quad (61)$$

Интегральное значение константы окружной скорости:

$$\Delta C_{ui+1} = C_{ui} + \Delta C_{ui}. \quad (62)$$

Производная полного давления на расчетном радиусе:

$$\left(\frac{dp}{dz} \right)_i = \frac{1}{(R_{(-)} + R_{(+)} - 5\delta_{Ri}'')} \times \left[-\rho V_{zi}^2 \cdot 2,5 \left(\frac{d\delta_R}{dz} \right)_i + \rho_i (U_{(+)i} - U_{(-)i}) \cdot \left(\frac{dCu}{dz} \right)_i - (\tau_{\alpha(-)i} + \tau_{\alpha(+)i}) \right]. \quad (63)$$

Приращение полного давления на расчетном радиусе:

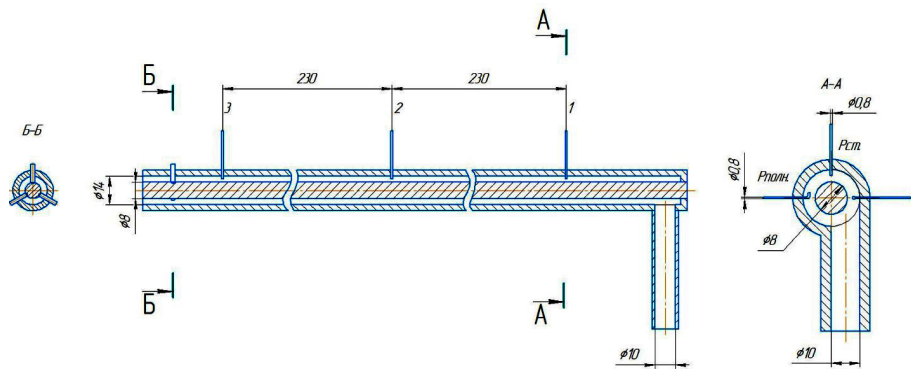


Рис. 3. Конструктивная схема установки для исследования осевого закрученного потока
Fig. 3. Design diagram of the installation for the study of axial swirling flow

$$\Delta p_i = \left(\frac{dp}{dz} \right)_i \cdot \Delta z. \quad (64)$$

Интегральное значение полного давления:

$$p_{i+1} = p_i + \Delta p_i. \quad (65)$$

Полная энтальпия на шаге интегрирования:

$$i_i = C_p T_i + \frac{C_{\delta i}^2}{2},$$

где

$$C_i^2 = \frac{C_{(+i)}^2 + C_{(-i)}^2}{2}. \quad (66)$$

Приращение энтальпии на шаге интегрирования:

$$\Delta i_i = \left(\tau_{oc(+i)} \cdot R_{(+)} \cdot C_{(+i)} + \tau_{oc(-i)} \cdot R_{(-)} \cdot C_{(-i)} \right) \cdot \frac{1}{m} \cdot 2\pi \Delta z. \quad (67)$$

Интегральное значение полной энтальпии:

$$i_{i+1} = i_i + \Delta i_i. \quad (68)$$

Осевая составляющая на следующем шаге:

$$V_{zi+1} = \frac{\frac{g}{m}}{p_i + 1\pi(R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 5\delta_{Ri+1}(R_{(-)} + R_{(+)}))}. \quad (69)$$

Окружные скорости:

$$U_{(-)i+1} = \frac{C_{ui+1}}{R_{(-)}}; \quad U_{(+)i+1} = \frac{C_{ui+1}}{R_{(+)}}. \quad (70)$$

Абсолютные скорости:

$$C_{(-)i+1}^2 = V_{zi+1}^2 + U_{(-)i+1}^2; \quad C_{(+)i+1}^2 = V_{zi+1}^2 + U_{(+)i+1}^2. \quad (71)$$

Абсолютная скорость на расчетном радиусе:

$$C_{i+1}^2 = 0,5(C_{(-)i+1}^2 + C_{(+)i+1}^2). \quad (72)$$

Статическое давление на расчетном радиусе:

$$p_{i+1} = p_{i+1} - \frac{p_{i+1} C_{i+1}^2}{2}. \quad (73)$$

Температура на расчетном радиусе:

$$T_{i+1} = \frac{1}{C_p} \left(i_{i+1} - \frac{C_{i+1}^2}{2} \right). \quad (74)$$

Плотность на расчетном радиусе:

$$\rho_{i+1} = \frac{p_{i+1}}{R \cdot T_{i+1}}. \quad (75)$$

Уточняется ρ_{i+1} прогоном (70 ... 74).

Расчетно-экспериментальные результаты распределения параметров осевого закрученного потока по длине

Для получения экспериментальных данных для сравнительного анализа с расчетными результатами сконструирована установка и проведены исследования осевого закрученного потока (рис. 3). Исходные данные для расчетного алгоритма сформированы по измеренным параметрам в начальном сечении 1 (рис. 3). Обозначения параметров приняты согласно рис. 1, 2. Значения помещены в табл. 3.

Из данных табл. 3 число Рейнольдса в окружном направлении $Re_{\omega} = 29187$ на порядок меньше критического турбулентного $3 \cdot 10^5$, осевой Рейнольдс гарантированно находится в области автомодельности $Re = 10000$. Поскольку необходимо оценивать значение окружной скорости по осевой координате, выбирается ламинарный режим окружной скорости при расчете (14...26). Предварительная оценка толщин потери импульса (14; 20):

$$\delta_{\alpha(+)}^{\cdot\cdot} = 1,105 \left(\frac{v}{R_{(+)} \cdot U_{(+)}} \right)^{0,2} \cdot R_{(+)};$$

$$\delta_{\alpha(-)}^{\cdot\cdot} = 1,105 \left(\frac{v}{R_{(-)} \cdot U_{(-)}} \right)^{0,2} \cdot R_{(-)},$$

для внутреннего $R_{(+)}$ и внешнего $R_{(-)}$ радиусов кольцевого сечения дают значения 0,000565 м

Таблица 3. Исходные данные для численного моделирования осевого закрученного потока в кольцевом-осевом канале
Table 3. Initial data for numerical simulation of axial swirling flow in an annular-axial channel

Параметр	Обозначение	Ед. измерения	Значение
Внутренний радиус кольцевого сечения	R_{i+0}	[м]	0,004
Радиальный зазор кольцевого сечения	n_{oR}	[м]	0,003
Внешний (большой) радиус кольцевого сечения	$R_{i-0} = R_{i+0} + n_{oR}$	[м]	0,007
Средний (расчетный) радиус	$R_p = R_{i+0} + 0,5n_{oR}$	[м]	0,0055
Полное давление во входном сечении в окружном направлении на расчетном радиусе	$p_0 = p_{(-)0} = p_{(+)0}$	[Н/м²]; [Па]	106050
Статическое давление во входном сечении	p_0	[Н/м²]; [Па]	102324
Окружная составляющая абсолютной скорости во входном сечении на расчетном радиусе	U_0	м/с	79,6
Константа окружной скорости	$C_{u0} = U_0 \cdot R_p$	м²/с	0,4378
Термодинамическая температура во входном сечении	T_0	К	290,93
Кинематическая вязкость	ν	м²/с	0,000015
Массовый расход	$\dot{m}$	кг/с	0,01017
Теплоемкость рабочего тела	c_p	[Дж/кг·К]	1005
Кинематическая вязкость	ν_0	[м²/с]	0,000015
Константа окружной скорости	$C_u = U_0 \cdot R_p = 79,6 \cdot 0,0055 = 0,437$	[м²/с]	0,4378
Газовая постоянная воздуха	R_b	[Дж/кг·К]	287
Число Рейнольдса в осевом направлении	$Re_z = V_z \cdot d_i / \nu$		75048
Гидравлический диаметр	d_r	[м]	0,0094
Число Рейнольдса в окружном направлении	$Re_\omega = R_p \cdot U_0 / \nu$		29187

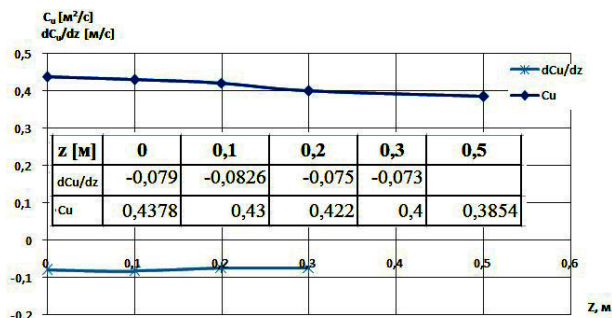


Рис. 4. Распределение константы окружной составляющей скорости по длине осеокружного потока
Fig. 4. Distribution of the constant of the circumferential component of the velocity along the length of the circumferential flow axis

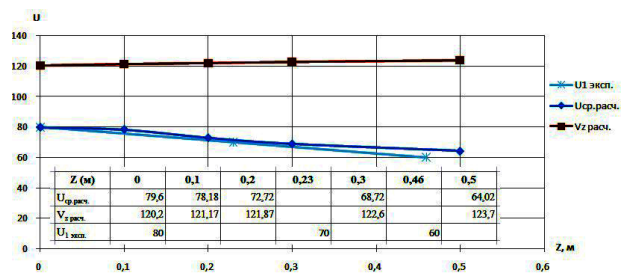


Рис. 5. Распределение окружной и осевой составляющей скорости по длине
Fig. 5. Distribution of circumferential and axial velocity components along the length

и 0,000989 м, что, с учетом выражения $\delta = 7,5\delta_{\alpha}^{**}$, для ламинарного режима дают значение величины пограничного слоя $\delta_{(+)} = 0,0042$ м, $\delta_{(-)} = 0,0074$ м, оба значения значительно больше $n_{oR}/2$. Следовательно, пограничные слои сомкнуты $\delta_{(+)} = \delta_{(-)} = n_{oR}/2$.

На рис. 4 представлены величины производных константы окружной скорости:

$$\left(\frac{dC_u}{dz}\right)_i = \frac{-\tau(\tau_{\alpha(-)i} + \tau_{\alpha(+)i}) \times [R_{(-)}^2 - R_{(+)}^2 - 5\delta_{Ri}^{**} \cdot (R_{(-)} + R_{(+)})]}{g \ln \left(\frac{R_{(-)} - 2,5\delta_{Ri}^{**}}{R_{(+)} + 2,5\delta_{Ri}^{**}} \right)},$$

имеет среднюю величину $(-0,08)$ м/с со слабым градиентом, поскольку все величины выражения

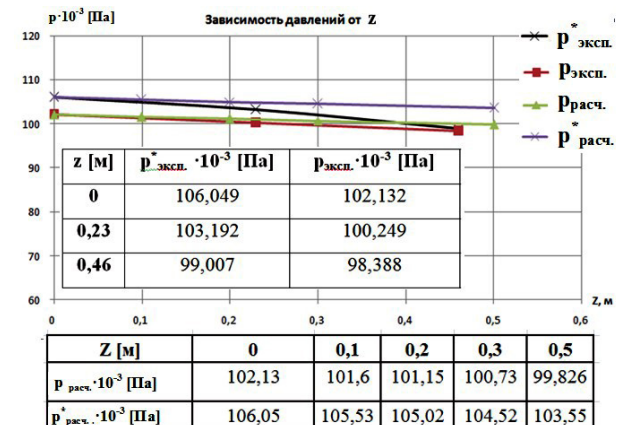
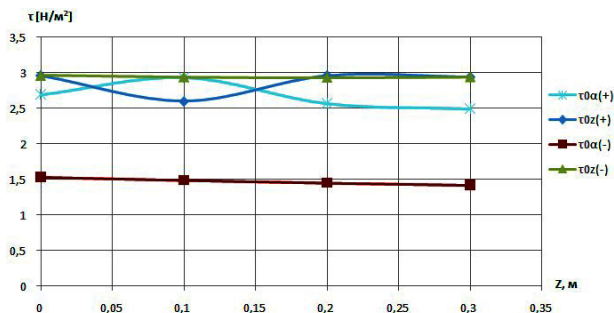


Рис. 6. Распределение полного давления (по окружной скорости) и статического давления по длине
Fig. 6. Distribution of total pressure (in circumferential velocity) and static pressure along the length



z [m]	0	0,1	0,2	0,3
$\tau_{0a(+)}$	2,69	2,934	2,564	2,49
$\tau_{0z(+)}$	2,96	2,6	2,96	2,94
$\tau_{0a(-)}$	1,534	1,49	1,45	1,417
$\tau_{0z(-)}$	2,96	2,94	2,932	2,94

Рис. 7. Напряжения трения в окружном и осевом направлениях по длине на меньшем $R_{(-)}$ и большем радиусе $R_{(+)}$ кольцевого канала
Fig. 7. Friction stresses in the circumferential and axial direction along the length at a smaller $R_{(-)}$ and a larger radius $R_{(+)}$ of the annular channel

(60) константы за исключением напряжений трений, линейно зависящих от скорости. Поэтому значение C_u слабо уменьшается по длине (рис. 4). На рис. 5 показано распределение осевой и окружной составляющей скорости, осевая составляющая скорости в 1,5 раза превышает окружную и практически постоянна на исследуемом участке. Окружная скорость слабо убывает по длине, расчетное значение скорости выше экспериментального (в пределах точности анализа) и также слабо убывает по длине.

На рис. 6 также представлены распределения полного и статического давлений: экспериментальных и рассчитанных по выражениям 63...65:

$$\left(\frac{dp}{dz} \right)_i = \frac{1}{(R_{(-)} + R_{(+)} - 5\delta_{Ri})} \times \left(-\rho V_{zi}^2 \cdot 2,5 \left(\frac{d\delta_{Ri}}{dz} \right)_i + \rho_i (U_{(+i)} - U_{(-i)}) \cdot \left(\frac{dC_u}{dz} \right)_i - (\tau_{0a(-)} + \tau_{0a(+)} \right)_i$$

если пограничные слои сомкнуты $\frac{d\delta_{Ri}}{dz} = 0$, выражение (63) зависит только от окружных скоростей и напряжений трения (рис. 7) в осевом направлении. Скорость окружного потока, полное и статическое давления слабо зависят от длины в сравнении от случая радиально окружного потока. Незначительная коррекция алгоритма расчета в части предположения о режиме течения позволяет откорректировать расхождения между расчетными и экспериментальными данными.

Выводы

При допущении о расходно-вихревой структуре потока получены дифференциальные соотношения, позволяющие вести интегрирование уравнений движения осеокружного кольцевого потока с целью получения распределения давления и скорости, а также определения интегральных потерь энергии потока по радиусу. Разработана математическая мо-

дель и предложен алгоритм расчета потока в конечно-разностных аналогах для различных режимов течения и граничных условиях: осеокружного потока. Расчетно-экспериментальные результаты исследования осеокружного потока согласовываются удовлетворительно и показывают монотонное влияние осевой координаты на окружную составляющую скорости.

Список источников

- Дорфман Л. А. Гидродинамическое сопротивление и теплоотдача вращающихся тел. Москва: Физматгиз, 1960. 260 с.
- Борщев И. О. Разработка метода расчета и исследования лопаточных отводов центробежных насосов: дис. ... канд. техн. наук. Ленинград, 1989. 159 с.
- Епифанова В. И. Компрессорные и расширительные турбомшины радиального типа. Москва: Машиностроение, 1984. 376 с.
- Кишкин А. А. Оценка момента сопротивления на корпусе малорасходного центробежного насоса // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 1992. № 3. С. 40–44.
- Кишкин А. А. Вращение диска в потоке, закрученном по закону твердого тела // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 1996. № 4. С. 42–47.
- Zuev A. A., Arngold A. A., Levko V. A. [et al.]. Heat transfer coefficient of laminar rotational flow // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 734. P. 12029. DOI: 10.1088/1757-899X/734/1/012029.
- Kishkin A. A., Shevchenko Yu. N., Delkov A. V. Analysis of the key design features of low-power turbines for electricity generation // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 919. P. 062030. DOI: 10.1088/1757-899X/919/6/062030.
- Овсянников Б. В., Боровский Б. И. Теория и расчет агрегатов питания жидкостных ракетных двигателей. Москва: Машиностроение, 1971. 540 с.
- Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа. Москва: Наука, 1970. 940 с. ISBN 5-7107-6327-6.
- Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. Москва: Наука, 1969. 744 с.
- Karman T. Über laminare und turbulente Reibung // ZAMM. 1921. Vol. 1. P. 233–252. DOI: 10.1002/ZAMM.19210010401.
- Zuev A. A., Kishkin A. A., Zhuikov D. A. [et al.]. Energy equations for the temperature three-dimensional boundary layer for the flow within boundary conditions of turbo machinery // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2019. Vol. 537. P. 22008. DOI: 10.1088/1757-899X/537/2/022008.
- Кишкин А. А., Назаров В. П., Жуikov Д. А. [и др.]. Теория пространственного пограничного слоя в гидродинамике турбомашин: моногр. Красноярск: Изд-во СибГУ, 2013. 250 с. ISBN 978-5-86433-557-4.
- Кишкин А. А., Зуев А. А., Делков А. В. Трехмерный температурный пограничный слой в теории конвективного теплообмена: моногр. Красноярск: Изд-во СибГУ, 2016. 306 с. ISBN 978-5-86433-675-5.
- Емцов Б. Т. Техническая гидродинамика. 2-е изд. перераб. и доп. Москва: Машиностроение, 1987. 440 с.
- Кишкин А. А., Зуев А. А., Делков А. В. [и др.]. Аналитический подход при исследовании импульсов пограничного слоя при течении в межлопаточном канале газовых турбин // Вестник Московского авиационного института. 2021. Т. 28, № 1. С. 45–60. DOI: 10.34759/vst-2021-1-45-60. EDN: BPTTXXM.
- Камке Э. Справочник по дифференциальным уравнениям в частных производных первого порядка. Москва: Наука, 1966. 260 с.
- Gazzini S. L., Schädler R., Kalfas A. I. [et al.]. Infrared thermography with non-uniform heat flux boundary conditions on

the rotor endwall of an axial turbine // Measurement Science and Technology. 2016. Vol. 28, no. 2. P. 025901. DOI: 10.1088/1361-6501/aa5174.

19. Yule L., Zaghari B., Harris N. R. [et al.]. Surface temperature condition monitoring methods for aerospace turbomachinery: exploring the use of ultrasonic guided waves // Measurement Science and Technology. 2021. Vol. 32, no. 5. P. 052002. DOI: 10.1088/1361-6501/abda96.

20. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Теоретическая физика. В 10 т. Т. 6. Гидродинамика. 4-е изд., стер. Москва: Наука, 2001. 736 с. ISBN 5-9221-0121-8.

КИШКИН Александр Анатольевич, доктор технических наук, профессор (Россия), заведующий кафедрой «Холодильная, криогенная техника и кондиционирование» Сибирского государственного университета науки и технологий имени академика М. Ф. Решетнева (СибГУ им. М. Ф. Решетнева), г. Красноярск.
SPIN-код: 9919-8708

AuthorID (SCOPUS): 6506466412

Адрес для переписки: spsp99@mail.ru

ШЕВЧЕНКО Юлия Николаевна, аспирант кафедры «Холодильная, криогенная техника и кондиционирование» СибГУ им. М. Ф. Решетнева, г. Красноярск.

SPIN-код: 9919-0610

AuthorID (РИНЦ): 1151109

AuthorID (SCOPUS): 57219486953

Адрес для переписки: gift_23j@mail.ru

ЗУЕВ Александр Александрович, кандидат технических наук, профессор (Россия), заведующий кафедрой «Двигатели летательных аппаратов» СибГУ им. М. Ф. Решетнева, г. Красноярск.

SPIN-код: 7838-5458

AuthorID (РИНЦ): 626682

Адрес для переписки: dla2011@inbox.ru

ЖУЙКОВ Дмитрий Александрович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Двигатели летательных аппаратов» СибГУ им. М. Ф. Решетнева, г. Красноярск.

SPIN-код: 1275-6858

AuthorID (РИНЦ): 113410

AuthorID (SCOPUS): 56543678400

ResearcherID: J-3180-2013

Адрес для переписки: dimitri_z@inbox.ru

Для цитирования

Кишкин А. А., Шевченко Ю. Н., Зуев А. А., Жуйков Д. А. Расчетно-экспериментальное исследование закрученного кольцевого потока // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 57–68. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-57-68.

Статья поступила в редакцию 23.01.2024 г.

© А. А. Кишкин, Ю. Н. Шевченко, А. А. Зуев, Д. А. Жуйков

COMPUTATIONAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF SWIRLING RING FLOW

A. A. Kishkin, Yu. N. Shevchenko, A. A. Zuev, D. A. Zhuikov

Reshetnev Siberian State University of Science and Technology,
Russia, Krasnoyarsk, Krasnoyarsky Rabochy Ave., 31, 660037

In the course of work on the energy perfection of thermal control systems for spacecraft with a two-phase circuit, the issue of partial regeneration of thermal energy into electrical energy in a low-speed turbogenerator is considered, part of the design work requires computational modeling during the transport of swirling flows in the axial direction from the external input to the input plane into the impeller, which determines the need for theoretical and experimental elaboration of the problem. The paper considers transformations of equations for changing the amount of fluid motion in boundary conditions of an axial annular channel with fixed cylindrical surfaces. Assuming the symmetry axis of the flows using the integral form of writing the continuity equation, the relations are obtained in the form of two differential equations with expressed derivatives along the channel axis for the total pressure p^* and the circumferential velocity constant $C_u = UR$ (const — at the integration step). The equation forms the basis of the algorithm of integration in finite differences supplemented by a system of service equations describing the friction stress, thermodynamic parameters, etc. Test calculations are carried out using real parameters, the results are analyzed.

Keywords: axial circumferential flow, tangential and circumferential stresses, potential flow, energy equation, transport carrier flow, system of differential equations of motion, thermodynamic parameters.

References

1. Dorfman L. A. Gidrodinamicheskoye soprotivleniye i teplootdacha vrashchayushchikhsya tel [Hydrodynamic resistance and heat transfer of rotating bodies]. Moscow, 1960. 260 p. (In Russ.).
2. Borshchev I. O. Razrabotka metoda rascheta i issledovaniye lopatochnykh otvodov tsentrobezhnykh nasosov [Development of a calculation method and study of blade outlets of centrifugal pumps]. Leningrad, 1989. 159 p. (In Russ.).
3. Epifanova V. I. Kompessornyye i rasshiritel'nyye turbomashiny radial'nogo tipa [Compressor and expansion turbomachines of radial type]. Moscow, 1984. 376 p. (In Russ.).
4. Kishkin A. A. Otsenka momenta soprotivleniya na korpuse maloraskhodnogo tsentrobezhnogo nasosa [Estimation of the moment of resistance on the housing of a low-flow centrifugal pump] // Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Aviatcionnaya tekhnika. *Russian Aeronautics*. 1992. No. 3. P. 40–44. (In Russ.).
5. Kishkin A. A. Vrashcheniye diska v potoke, zakruchennom po zakonu tverdogo tela [Rotation of a disk in a flow twisted according to the law of a rigid body] // Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Aviatcionnaya tekhnika. *Russian Aeronautics*. 1996. No. 4. P. 42–47. (In Russ.).
6. Zuev A. A., Arngold A. A., Levko V. A. [et al.]. Heat transfer coefficient of laminar rotational flow // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 734. P. 12029. DOI: 10.1088/1757-899X/734/1/012029. (In Engl.).
7. Kishkin A. A., Shevchenko Yu. N., Delkov A. V. Analysis of the key design features of low-power turbines for electricity generation // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Vol. 919. P. 062030. DOI: 10.1088/1757-899X/919/6/062030. (In Engl.).
8. Ovsyannikov B. V., Borovskiy B. I. Teoriya i raschet agregatov pitaniya zhidkostnykh raketnykh dvigateley [Theory and calculation of power units for liquid rocket engines]. Moscow, 1971, 540 p. (In Russ.).
9. Loytsyanskiy L. G. Mekhanika zhidkosti i gaza [Mechanics of liquid and gas]. Moscow, 1970. 940 p. ISBN 5-7107-6327-6. (In Russ.).
10. Shlikhting G. Teoriya pogrannichnogo sloya [Boundary layer theory]. Moscow, 1969. 744 p. (In Russ.).
11. Karman T. Uber laminare und turbulente Reibung // ZAAM 1. 1921. Vol. 1. P. 233–252. DOI: 10.1002/ZAMM.19210010401. (In Engl.).
12. Zuev A. A., Kishkin A. A., Zhuikov D. A. [et al.]. Energy equations for the temperature three-dimensional boundary layer for the flow within boundary conditions of turbo machinery // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2019. Vol. 537. P. 22008. DOI: 10.1088/1757-899X/537/2/022008. (In Engl.).
13. Kishkin A. A., Nazarov V. P., Zhuykov D. A. [et al.]. Teoriya prostranstvennogo pogrannichnogo sloya v gidrodinamike turbomashin [The theory of spatial boundary layer in the hydrodynamics of turbomachines]. Krasnoyarsk, 2013. 250 p. ISBN 978-5-86433-557-4. (In Russ.).
14. Kishkin A. A., Zuyev A. A., Delkov A. V. Trekhmernyy temperaturnyy pogrannichnyy sloy v teorii konvektivnogo teploobmena [Three-dimensional temperature boundary layer in the theory of convective heat transfer]. Krasnoyarsk, 2015. 282 p. ISBN 978-5-86433-675-5. (In Russ.).
15. Emtsov B. T. Tekhnicheskaya gidrodinamika [Technical hydrodynamics]. 2th ed. Moscow, 1987. 440 p. (In Russ.).
16. Kishkin A. A., Zuyev A. A., Delkov A. V. [et al.]. Analiticheskiy podkhod pri issledovanii uravneniy impul'sov pogrannichnogo sloya pri techenii v mezhlopatochnom kanale gazovykh turbin [Analytical approach while studying equations of boundary layer impulses at the flow in the inter-blade channel of gas turbines] // Vestnik Moskovskogo aviatsionnogo instituta. *Aerospace MAI Journal*. 2021. Vol. 28, no. 1. P. 45–60. DOI: 10.34759/vst-2021-1-45-60. EDN: BPTTXM. (In Russ.).
17. Kamke E. Spravochnik po differentsial'nym uravneniyam v chastnykh proizvodnykh pervogo poryadka [Handbook of

First Order Partial Differential Equations]. Moscow, 1966. 260 p. (In Russ.).

18. Gazzini S. L., Schädler R., Kalfas A. I. [et al.]. Infrared thermography with non-uniform heat flux boundary conditions on the rotor endwall of an axial turbine // Measurement Science and Technology. 2016. Vol. 28, no. 2. P. 025901. DOI: 10.1088/1361-6501/aa5174. (In Engl.).

19. Yule L., Zaghari B., Harris N. R. [et al.]. Surface temperature condition monitoring methods for aerospace turbomachinery: exploring the use of ultrasonic guided waves // Measurement Science and Technology. 2021. Vol. 32, no. 5. P. 052002. DOI: 10.1088/1361-6501/abda96. (In Engl.).

20. Landau L. D., Lifshits E. M. Teoreticheskaya fizika [Theoretical physics]. In 10 vols. Vol. 6. Gidrodinamika [Hydrodynamics]. 4th ed. Moscow, 2001. 736 p. ISBN 5-9221-0121-8. (In Russ.).

KISHKIN Aleksandr Anatolyevich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Dean of Refrigeration, Cryogenic Engineering and Conditioning Department, Reshetnev Siberian State University of Science and Technology (Reshetnev University), Krasnoyarsk.

SPIN-code: 9919-8708

AuthorID (SCOPUS): 6506466412

Correspondence address: spsp99@mail.ru

SHEVCHENKO Yulia Nikolaevna, Graduate Student of Refrigeration, Cryogenic Engineering and Conditioning Department, Reshetnev University, Krasnoyarsk.

SPIN-code: 9919-0610

AuthorID (RSCI): 1151109

AuthorID (SCOPUS): 57219486953

Correspondence address: gift_23j@mail.ru

ZUEV Alexander Alexandrovich, Candidate of Technical Sciences, Professor, Head of Aircraft Engines Department, Reshetnev University, Krasnoyarsk.

SPIN-code: 7838-5458

AuthorID (RSCI): 626682

Correspondence address: dla2011@inbox.ru

ZHUIKOV Dmitry Alexandrovich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Aircraft Engines Department, Reshetnev University, Krasnoyarsk.

SPIN-code: 1275-6858

AuthorID (RSCI): 113410

AuthorID (SCOPUS): 56543678400

ResearcherID: J-3180-2013

Correspondence address: dimitri_z@inbox.ru

For citations

Kishkin A. A., Shevchenko Yu. N., Zuev A. A., Zhuikov D. A. Computational and experimental study of swirling ring flow // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 57–68. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-57-68.

Received January 23, 2024.

© A. A. Kishkin, Yu. N. Shevchenko, A. A. Zuev, D. A. Zhuikov

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ НЕУДАЛЯЕМЫХ И УДАЛЯЕМЫХ ОКОН ПЕРСПЕКТИВНЫХ ПЕНЕТРАТОРОВ ОТ УДАРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЧАСТИЦ РЕГОЛИТА ПРИ УДАРНОМ ВНЕДРЕНИИ В ГРУНТ ЛУНЫ

Д. Б. Добрица, Е. В. Леун

АО «НПО Лавочкина»,
Россия, 141402, Московская область, г. Химки, ул. Ленинградская, 24

В статье рассмотрены перспективные пенетраторы с неудаляемыми прозрачными и удаляемыми непрозрачными окнами, созданными преимущественно из корундов и льдокомпозита, соответственно. Их применение позволит расширить научную программу исследований за счет возможностей визуализации для видеорегистрации движения пенетратора в подповерхностных слоях грунта и их оптических методов изучения, а также прямого непосредственного контакта с ними. Обсуждаются методика расчета и полученные с помощью численного моделирования или на основе инженерной модели расчетные значения повреждения этих окон от ударного воздействия сферических частиц лунного реголита диаметрами 1,0 и 1,5 мм, соударяющихся с ними со скоростями до 1 км/с в угловом диапазоне от 70° до 80°.

Ключевые слова: космические исследования, Луна, реголит, пенетратор, высокоскоростное внедрение, сапфир, льдокомпозит, метод Уилкинса.

Введение

Расширение научной программы, решаемой перспективными пенетраторами, возможно за счет увеличения перечня задач для изучения подповерхностных сред исследуемых небесных тел (ИНТ) в естественных условиях «in situ» за счет введения дополнительных защитных окон пенетратора из высокопрочных прозрачных и/или удаляемых материалов [1].

Это может быть достижимо за счет реализации визуализации для осуществления видеорегистрации и последующего видеоанализа особенностей ударного проникновения пенетратора и траектории его движения в подповерхностных слоях грунта. Также интересно использование оптических методов изучения подповерхностных слоев грунта, а именно для анализа химического состава входящих в вещество элементов, поиска наличия признаков жизни, определения структуры и компонентного состава веществ, по которым породу относят к вулканической, осадочной или метаморфной, восстанавливая картину прежних геологических процессов [2]. Одними из лучших материалов по доступности, технологической обработке и своим оптико-механическим характеристикам для изготовления и использования высокопрочных прозрачных окон перспективных пенетраторов можно считать корунды (Al_2O_3): сапфиры (естественный или искусственный — лейкосапфир), рубины.

Кроме того, возможность прямого непосредственного контакта с окружающей средой после остановки пенетратора может быть осуществлена при использовании удаляемого окна, например, на основе материалов, обладающих высокой прочностью и возможностью удаления. Наиболее перспективно использование для этих целей льдокомпозита, создаваемого введением в воду химических

добавок в виде синтетического полимера на основе поливинилового спирта и порошка из перемолотого высокопористого ракушечника. Так, прочность пресноводного льда может быть повышена до 50–70 раз, достигая значений в таком создаваемом льдокомпозите 1–1,2 ГПа [3].

Для успешного проектирования перспективных пенетраторов и использования в них вышеупомянутых конструкционных материалов важно понимать результаты воздействия высокоскоростных частиц реголита при ударном внедрении в грунт разных ИНТ начиная с Луны. Для этого нужно провести расчет и проанализировать глубины царапин (микроратеров) и их площади на поверхности окон из сапфира и льдокомпозита, возникающих от высокоскоростных ударов частиц лунного реголита.

Постановка задачи

Задачей данной работы является определение глубины царапин и их площади на поверхности окон из сапфира и льдокомпозита, возникающих от высокоскоростных ударов частиц лунного реголита.

Теория

Решение поставленной задачи осуществляется с помощью численного моделирования [4] (сапфировое окно) и с использованием инженерной модели (окно из льдокомпозита). Выбор инженерной модели для задачи с окном из льдокомпозита обусловлен недостаточностью исходных данных для построения уравнения состояния и модели разрушения этого материала.

В обоих случаях решается группа задач для заданного набора исходных данных (скорость соударения, угол полета, диаметр частицы), реше-

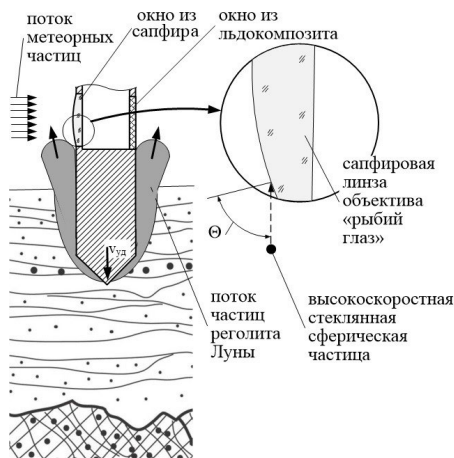


Рис. 1. Появление потока частиц реголита при ударном внедрении пенетратора в грунт Луны
Fig. 1. The appearance of a flow of regolith particles during the impact penetration of a penetrator into the soil of the Moon

ние которых позволяет определить искомые параметры.

1. Исходные данные.

При разработке перспективных пенетраторов цилиндрической формы диаметром не более 0,5 м и длиной 2 м с коническим наконечником форма неудаляемого сапфирового прозрачного окна может иметь цилиндрическую внешнюю поверхность, соответствующую форме поперечного сечения пенетратора и выступать за пределы пенетратора подобно оптической системе типа «рыбий глаз» с максимально широким полем обзора вплоть до значений (вдоль x поперек корпуса пенетратора): $180^\circ \times 210^\circ$.

Внешняя поверхность неудаляемого окна из льдокомпозиата преимущественно имеет цилиндрическую внешнюю поверхность, соответствующую форме поперечного сечения пенетратора.

На стадии перелёта к Луне или другому ИНТ воздействие потока спорадических метеороидов и частиц, принадлежащих метеорным потокам, может быть исключено за счет применения специальных защитных устройств. Поэтому воздействиями этого типа частиц можно пренебречь.

В соответствии с вышесказанным основное воздействие на окна пенетратора возникают в процессе ударного внедрения в грунт Луны (рис. 1). При этом формируется поток грунтовых частиц, лунного реголита со скоростями, которые можно считать равными текущей скорости пенетратора, уменьшающимися от начального значения скорости удара $v_{yg'}$, обычно не более 1–2 км/с, до нуля.

В работе рассмотрены задачи воздействия частиц грунта (лунного реголита) на сапфировое и льдокомпозиатное окна с целью оценки возможности повреждения их при проникании в грунт.

Так, согласно работе [5], при проникании в грунтовые преграды со скоростью взаимодействия до 1 км/с деформации металлических ударников малы, что позволяет рассматривать их как недеформируемые. Частицы грунта, в свою очередь, согласно двум наиболее распространенным гипотезам, при проникании движутся либо прямолинейно в направлениях, перпендикулярных к оси ударника (гипотеза «плоских сечений», применимая для тонких заостренных ударников), либо по нормали к по-

верхности головной части ударника (гипотеза «нормальных траекторий», применимая для ударников с затупленным наконечником).

При достаточно высокой скорости проникающего пенетратора, когда $v > v_{zv}$, где v_{zv} — скорость звука в деформируемой среде, из-за явления кавитации вокруг и сзади него возникает свободное пространство в виде т.н. кавитационной полости [6]. Значение пороговой скорости пенетратора v_t , начиная с которого образуется кавитационная полость, может быть определено соотношением [5]:

$$v_t = \frac{(C/A)^{0.5}}{\sin \lambda}, \quad (1)$$

где v_t — расчетное значение пороговой скорости пенетратора, λ — половина угла заострения кавитатора, A и C — характеристики сопротивляемости реголита внедрению пенетраторов. При $A \approx 1700$ кг/м³, $C \approx 10^8$ Па и $\lambda = \pi/4$ расчетное значение пороговой скорости для реголита составляет $v_t = 300–500$ м/с [7].

В таких условиях у неудаляемого сапфирового окна отсутствует трение о грунт, но оно находится под воздействием отдельных высокоскоростных частиц грунта, соударяющихся с ним под значительным углом Θ (рис. 1), и возникает актуальная задача определения его повреждений, которая и является целью данного исследования. Здесь и далее под углом соударения, удара, подлета частицы к окну понимается угол Θ по отношению к его нормали.

Можно рассматривать процесс взаимодействия с окном отдельных частиц только под значительным углом соударения в диапазоне $70^\circ–80^\circ$, двигающихся с предельной скоростью (превышающей v_t). Таких частиц, случайным образом выбитых из грунта, может быть небольшое количество (не более нескольких тысяч). Из них для определения возможности нанесения повреждения выбираются частицы предельного размера, количество которых незначительно (его можно предварительно оценить в пределах нескольких десятков), как будет показано ниже на основе характеристик лунного грунта.

Выбор материала и размеров частиц осуществлен на основе данных о характеристиках лунного грунта, приведенных в статье [8]. Поверхность Луны вследствие отсутствия у нее атмосферы подвергается ударам метеороидов различных размеров. Поэтому лунный грунт представляет собой покров из рыхлого материала (реголита), состоящего из обломков подстилающих горных пород, фрагментов минералов и вторичных частиц, образованных в результате высокоскоростного воздействия, в число которых входят частицы стекла. Реголит покрывает почти всю поверхность Луны, его толщина составляет от 3 до 11 м в морских районах и 1–18 м в материковых районах. Кумулятивное весовое содержание частиц в лунном реголите (процент частиц размером более заданного) описывается уравнением (рис. 2) [8]:

$$N_{>d} \% \approx -23,205 \ln(d) + 143,586, \quad (2)$$

где d — размер частицы в мкм.

Для дальнейших расчетов рассматриваются сферические частицы из кремниевое стекла в виде шариков диаметром 1,0 мм и 1,5 мм (диаметр выбран с запасом с учетом возможности слипания двух

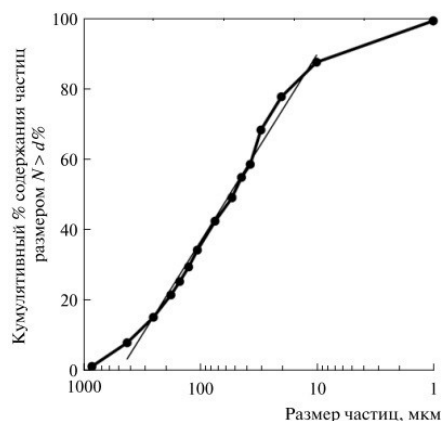


Рис. 2. Кумулятивное содержание частиц больше заданного размера [8]

Fig. 2. The cumulative particle content is greater than a specified size [8]

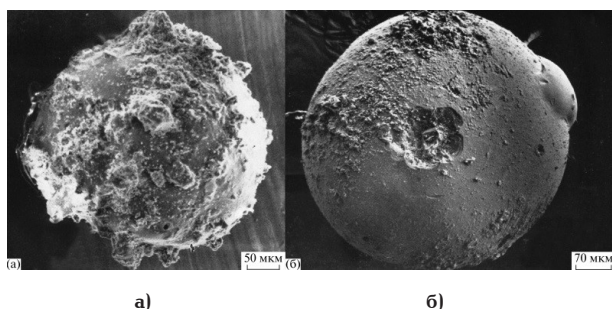


Рис. 3. Фотографии поверхностей стеклянных сферических частиц реголита Луны [8]: со спекшимися более мелкими частицами реголита (а) и ударным микрократером (б)

Fig. 3. Photographs of the surfaces of glass spherical particles of regolith of the Moon [8]: with sintered smaller regolith particles (a) and an impact microcrater (b)

и более мелких частиц), ударяющие по неудаляемому сапфировому прозрачному окну и неудаляемому окну из льдокомпозита, которые являются типовыми для лунного реголита, доставленного в 1970 году автоматической станцией Луна-16 из района Моря Изобилия [8]. Две фотографии поверхностей стеклянных сферических частиц из этой доставленной партии реголита Луны со спекшимися более мелкими частицами реголита и ударным микрократером показаны на рис. 3 [8].

Расчеты проведены для скоростей движения частиц 500 м/с, 750 м/с и 1000 м/с и углов подлета Θ 70°, 75°, 80°, их результаты представлены в табл. 1. Принимается, что вероятность соударения с окном пенетратора при внедрении частиц подобного размера, двигающихся в предельном скоростном режиме, незначительна. Рассмотрению одиночного соударения частицы по неудаляемому сапфировому прозрачному окну и неудаляемому окну из льдокомпозита посвящены первая и вторая группы задач соответственно.

Для решения первой группы задач (взаимодействие частицы с сапфировым окном) разработана методика расчета, основанная на использовании программного комплекса [4], реализующего численное моделирование высокоскоростного удара методом Уилкинса в лагранжовой 3D-постановке. Вторая группа задач (взаимодействие частицы с окном из льдокомпозита) решается с использованием инженерной модели, определяющей параметры кратера, возникающего в хрупком материале при высокоскоростном ударе.

Для первой группы задач численного моделирования принимается, что фрагмент сапфирового окна представлял собой сферический сегмент внешним радиусом 20 см и толщиной стенки 0,4 см. Численное решение представленных задач моделирования

Таблица 1. Результаты расчетов на основе численного моделирования параметров повреждений сапфирового окна от соударения одиночной частицы грунта

Table 1. Calculation results based on numerical modeling of the parameters of damage to a sapphire window from the impact of a single soil particle

Задача №	Диаметр частицы d , мм	Скорость удара частицы v_{yA} , м/с	Угол подлета (к нормали окна) Θ , °	Максимальная глубина царапины в сапфировом окне h_{cr} , мм	Площадь повреждения S_{cr} , 10^{-2} мм ²
1	1,0	500	70	0,042	1,434
2			75	0,03	0,478
3			80	0,000	0,000
4	1,5		70	0,075	2,390
5			75	0,06	0,956
6			80	0,015	0,239
7	1,0	750	70	0,067	2,151
8			75	0,052	0,956
9			80	0,01	0,239
10	1,5		70	0,11	3,824
11			75	0,078	1,673
12			80	0,025	0,478
13	1,0	1000	70	0,09	3,346
14			75	0,067	1,673
15			80	0,02	0,478
16	1,5		70	0,13	6,453
17			75	0,1	2,151
18			80	0,04	0,717

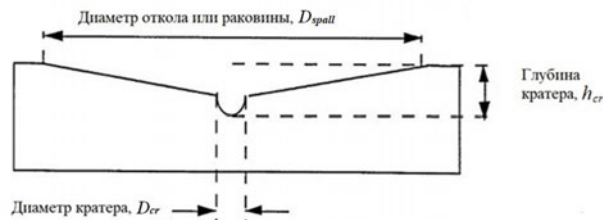


Рис. 4. Морфология хрупкой преграды после высокоскоростного удара одиночной частицы

Fig. 4. Morphology of a brittle barrier after a high-speed impact with a single particle

процессов высокоскоростного взаимодействия тел осуществлялось на основе лагранжева способа описания среды в предположении отсутствия массовых сил и теплопроводности. Для описания процессов деформирования и дробления твердых тел использовалась модель прочного сжимаемого идеально упругопластического тела.

Откольная прочность сапфира $\sigma_{sp} \sim 8-13$ ГПа, в зависимости от кристаллографической ориентации, относительной плотности (при $\rho_0 = 3,977$ г/см³) [9]. Ударная адиабата сапфира взята из работы [10].

Для второй группы задач с расчетами воздействий соударений частиц лунного реголита по окну из льдокомполита принято, что плотность льдокомполита можно оценивать на основе анализа состава его компонент (лед + поливиниловый спирт + порошок из ракушечника) как $\approx 1030-1070$ кг/м³. Как показано выше, его прочностные характеристики в десятки раз превышают прочность речного льда и сопоставимы с наиболее прочными марками бетона, таким образом, этот материал по физическим свойствам приближается к прочным горным породам, таким как базальт, гранит, кремнезем.

Для этих материалов и различных видов стекла разработаны инженерные модели в виде эмпирических уравнений, определяющих параметры кратера в хрупкой преграде, в том числе откольной зоны на поверхности преграды при ударе сферического снаряда (рис. 4). Эмпирические (или полуэмпирические) инженерные модели определяют соотношения между интегральными характеристиками соударения, которые были получены на основе статистического анализа экспериментальных результатов и не основаны непосредственно на физических законах.

Для расчетов принимается усредненная плотность льдокомполита (преграда), равная $\rho_l = 1,05$ г/см³, плотность ударной частицы (ударник) из стекла $\rho_p = 2,2$ г/см³, а параметры соударения аналогичны расчетам для сапфирового окна (диаметр частиц 1,0 и 1,5 мм, скорость соударения 1000 м/с, угол соударения 70°–85°).

2. Основные соотношения в задачах численного моделирования.

Основные соотношения, используемые для численного моделирования, базируются на законах сохранения массы, импульса и энергии и замыкаются соотношениями Прандтля–Рейсса при условии текучести Мизеса. Расчет напряженно-деформированного состояния ударника и преграды проведен с использованием сеточного лагранжева метода Уилкинса в 3D-постановке [11], реализованного на тетраэдрических ячейках.

Считаем, что рассматриваемая среда сжимаема, изотропна, отсутствуют массовые силы, внутренние источники тепла и теплопроводность. В этом слу-

чае система уравнений для описания деформаций такой среды включает уравнения неразрывности, движения, энергии:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho \mathbf{u}) &= 0; \\ \rho \dot{u}_i &= \sigma_{ij,j}; \\ \rho \dot{e} &= \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}, \end{aligned} \quad (3)$$

где ρ — текущая плотность среды, σ_{ij} , ϵ_{ij} , $\dot{\epsilon}_{ij}$ — компоненты тензора напряжений, деформаций и скоростей деформаций, $\mathbf{u}$ — вектор скорости материальной частицы с компонентами u_i , e — удельная внутренняя энергия; $i, j = 1, 2, 3$, по повторяющимся индексам производится суммирование; индекс после запятой — производная по соответствующей координате; точка над символом — производная по времени [12].

К этим уравнениям добавляются уравнения, учитывающие термодинамические эффекты, связанные с адиабатным сжатием среды и прочностью среды, необходимые для замыкания системы уравнений, описывающей движение прочной сжимаемой среды.

Тензор напряжений определяется в виде девиаторной и шаровой составляющих:

$$\sigma_{ij} = s_{ij} - P \delta_{ij}, \quad (4)$$

где P — давление, s_{ij} — девиатор тензора напряжений, δ_{ij} — символ Кронекера.

Тензор скоростей деформаций имеет вид:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}). \quad (5)$$

Для описания сопротивления тела сдвигу используются соотношения Прандтля–Рейсса

$$s_{ij}^J + \lambda s_{ij} = 2\mu (\dot{\epsilon}_{ij} - \dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij} / 3), \quad (6)$$

при условии пластичности Губера–Мизеса

$$2J_2 = s_{ij} s_{ij} \leq 2\sigma_T^2 / 3, \quad (7)$$

где μ — модуль сдвига, σ_T — динамический предел текучести материала, а для определения скалярного множителя λ используется процедура приведения напряжений к кругу текучести. s_{ij}^J — производная Яуманна, учитывающая поворот элемента среды во время его перемещения:

$$s_{ij}^J = \dot{s}_{ij} - \omega_{ik} s_{kj} - \omega_{jk} s_{ki}, \quad \omega_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} - u_{j,i}), \quad (8)$$

где ω_{ij} — тензор скоростей вращения.

Уравнение состояния твердого тела выбиралось в форме Ми–Грюнайзена

$$\begin{aligned} P &= \frac{K(1 - \Gamma_0 \xi / 2)}{(1 - c\xi)^2} \xi + \rho_0 \Gamma_0 E, \\ \xi &= 1 - \rho_0 / \rho. \end{aligned} \quad (9)$$

В качестве критериев разрушения выбраны максимальные растягивающие (а также сжимающие для рассматриваемых в задачах хрупких тел) деформации и напряжения, максимальные сдвиговые деформации:

$$|\varepsilon_i| < \varepsilon^*, \quad |\sigma_i| < \sigma^*, \quad |\gamma_i| < \gamma^*. \quad (10)$$

Построение тетраэдрической сетки осуществлялось на основе прямых методов с использованием шаблонов [13]. Для реализации контактных взаимодействий использовался метод расчета поверхности контакта соударяющихся тел с симметричным учетом действующих границ [12]. При взаимодействии осколков и для контактных поверхностей применялось условие идеального скольжения и непроникания по нормали. Механизм образования трещин реализован путем раздвоения сетки в узле с образованием свободной поверхности, моделирующей микротрещину, нормаль к которой максимально приближена к направлению главного напряжения σ_1 в узле.

3. Эмпирические уравнения, характеризующие кратерообразование в хрупких материалах.

Формальные параметры кратера с учетом морфологии откола на внешней поверхности хрупкой преграды, образующегося в результате высокоскоростного соударения по ней сферической частицей, показаны на рис. 4 [14].

Воспользуемся для оценки диаметра откольной зоны, образовавшейся при высокоскоростном соударении частицы из плавленого кварца с преградой из льдокомполита одним из наиболее известных эмпирических уравнений [15]:

$$D_{spall} = 5 \cdot 10^{-4} d_p^{1,076} \rho_p^{0,784} \rho_t^{-0,5} v_p^{0,727} (\cos \theta)^{0,601}, \quad (11)$$

где D_{spall} — диаметр откольной зоны, ρ_p — плотность частицы, ρ_t — плотность преграды, v_p — скорость частицы, d_p — диаметр частицы (все параметры за-

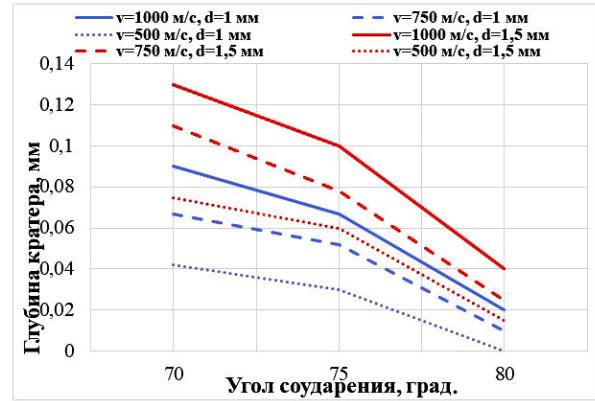


Рис. 5. График зависимости глубины кратера от угла соударения с частицей диаметром 1,0 мм и 1,5 мм
Fig. 5. Dependence of the crater depth on the impact angle of a particle with a diameter of 1,0 mm and 1,5 mm

даются в единицах СГС), θ — угол соударения, измеряемый от нормали к преграде.

Глубина кратера h_{cr} может быть оценена по уравнению высокоскоростного удара для гранитов и базальтов из работы [16]:

$$h_{cr} = 3,548 \cdot 10^{-4} E_c^{0,357} \rho_p^{1/6} \rho_t^{-1/2} (\cos \theta)^{0,66},$$

где E_c — кинетическая энергия ударника (частицы), выражая которую через скорость и массу, получим

$$h_{cr} = 2,2 \cdot 10^{-4} d_p^{1,07} \rho_p^{0,524} \rho_t^{-0,5} v_p^{0,714} (\cos \theta)^{0,66}, \quad (12)$$

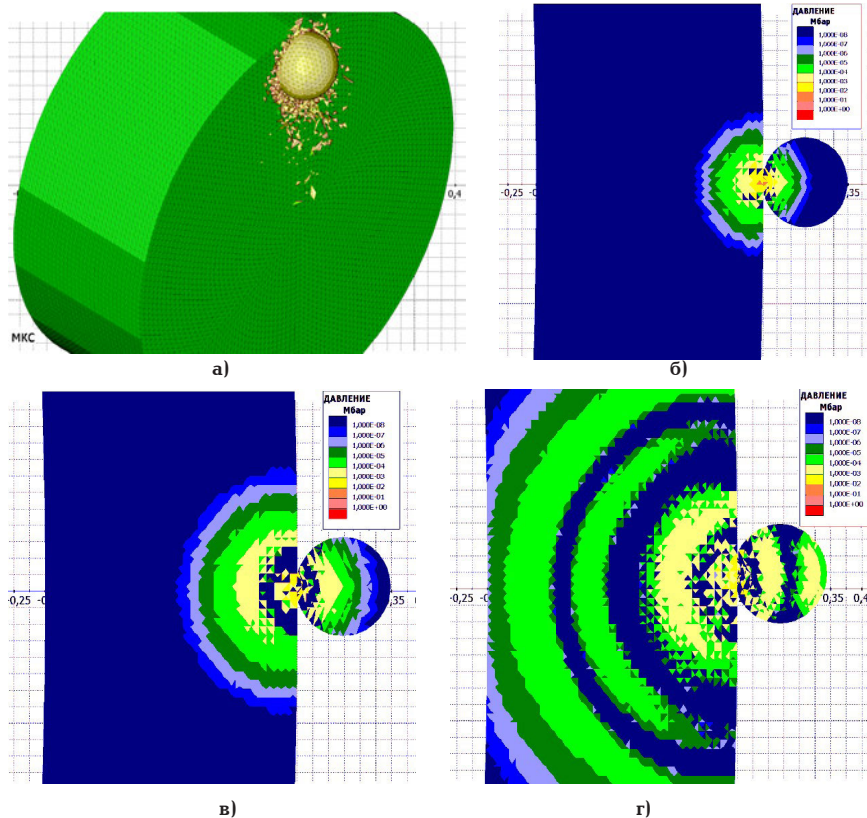


Рис. 6. Решение задачи соударения частицы с сапфировым окном: в 3D-виде на момент времени после удара частицы $t = 6$ мкс (а), распространение ударной волны, $t = 0,05$ мкс (б), $t = 0,1$ мкс (в) и $t = 0,32$ мкс (г)
Fig. 6. Solution of the problem of collision of a particle with a sapphire window: in 3D form at the time after the particle impact $t = 6$ μ s (a), shock wave propagation, $t = 0,05$ μ s (b), $t = 0,1$ μ s (v) and $t = 0,32$ μ s (r)

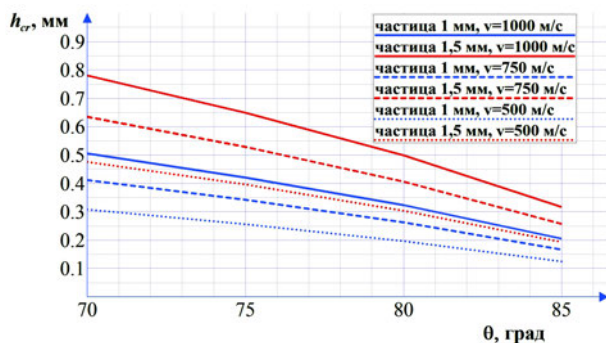


Рис. 7. График зависимости глубины проникновения частицы в льдокомпозит от угла удара к нормали
Fig. 7. Graph of the dependence of the depth of penetration of a particle into the ice composite from the angle of impact to the normal

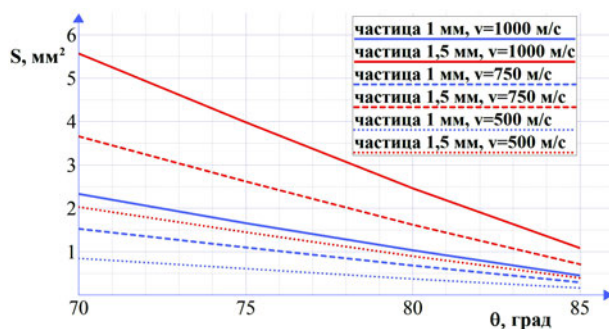


Рис. 8. График зависимости площади повреждения в льдокомпозите от угла удара к нормали
Fig. 8. Graph of the dependence of the damage area in the ice composite on the impact angle to the normal

где все параметры задаются в единицах СГС, а уравнение применимо для углов соударения до 75° .

В соответствии с вышеприведенными параметрами плотностей преграды из льдокомпозита и ударника в виде сферической частицы (диаметром 1,0 и 1,5 мм) из стекла, а также заданными значениями скоростей и углов соударения, по формулам (11) и (12) были проведены расчеты глубины проникновения h_{cr} и площади откольной зоны S , результаты которых представлены далее.

Результаты решения задач

При решении задач высокоскоростного соударения с помощью численного моделирования (1-я группа) и на основе инженерной модели (2-я группа) получены следующие результаты:

1. При ударе сферической частицей лунного реголита диаметром 1,5 мм из кремниевое стекла со скоростью 1000 м/с под углом соударения 70° с неудаляемым сапфировым окном на основе численного моделирования определены следующие параметры повреждения (рис. 5): глубина кратера (царапины) $h_{cr} \approx 0,13$ мм, площадь на поверхности окна $S_{cr} \approx 0,0645$ мм², что эквивалентно диаметру круга $\approx 0,28$ мм. Ударяемая частица в результате взаимодействия с преградой будет в значительной степени разрушена, процесс разрушения показан на рис. 6.

2. При решении задачи удара сферической частицей лунного реголита диаметром 1,5 мм из кремниевое стекла со скоростью 1000 м/с под углом

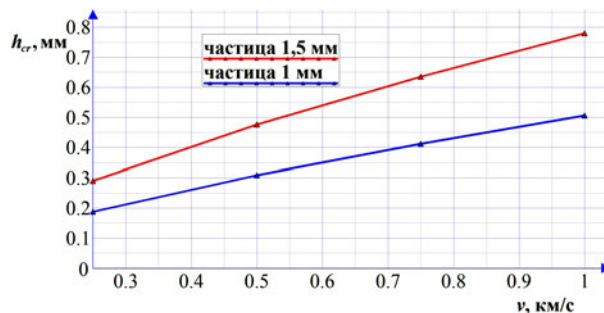


Рис. 9. График зависимости глубины проникновения частицы в льдокомпозит от скорости удара для угла $\theta = 70^\circ$
Fig. 9. Graph of the dependence of the depth of penetration of a particle into the ice composite on the impact speed for an angle $\theta = 70^\circ$

соударения 70° с удаляемым льдокомпозитным окном с использованием инженерной модели определены следующие параметры повреждения: глубина кратера $h_{cr} \approx 0,8$ мм, площадь откольной зоны на поверхности окна $S \approx 5,5$ мм², что соответствует диаметру круга $D_{spall} \approx 2,6$ мм.

3. Значения глубины кратера h_{cr} (рис. 7) и площадь откольной зоны на поверхности S_{cr} (рис. 8) удаляемого льдокомпозитного окна почти линейно уменьшаются при увеличении угла соударения θ частиц лунного реголита диаметрами 1,0 мм и 1,5 мм в диапазоне от 70° до 85° .

4. При возрастании скорости удара сферических частиц лунного реголита диаметрами 1,5 мм и 1,0 мм в диапазоне от 300 м/с до 1000 м/с с углом удара $\theta = 70^\circ$ глубина проникновения в окно из льдокомпозита почти линейно возрастает со значений $\approx 0,33$ мм и $\approx 0,22$ мм до $\approx 0,77$ мм и $\approx 0,5$ мм соответственно (рис. 9).

Обсуждение результатов

Для расчетов и анализа последствий соударения сферической частицей лунного реголита с неудаляемым сапфировым и удаляемым льдокомпозитным окнами выбрана ее скорость до 1000 м/с и диаметр до 1,5 мм, превышающие с запасом значение начальной скорости внедрения и характерный диаметр частиц лунного реголита. Такой выбор показал следующее.

1. Зависимость глубины кратера в сапфировом окне от угла соударения в диапазоне от 70° до 85° частицей диаметром 1,0 мм и 1,5 мм имеет нелинейно спадающий характер (рис. 5).

2. Общий характер последствий для удаляемого льдокомпозитного окна свидетельствует о пробиивании поверхностного слоя и погружении частицы в льдокомпозит.

3. Повреждения удаляемого льдокомпозитного окна по глубине и площади на поверхности окна существенно больше повреждений неудаляемого сапфирового окна.

Выводы и заключение

1. Задача соударения одиночной сферической частицы лунного реголита с неудаляемым сапфировым и удаляемым льдокомпозитным окном перспективного пенетратора решена в первом случае с помощью численного моделирования, во втором — с использованием инженерной модели кратерообразования.

2. При проектировании перспективных пенетраторов толщина неудаляемых сапфировых и удаляемых льдокомполитных окон должна выбираться с учетом проведенных расчетов глубины и площади повреждений от высокоскоростных соударений одиночных сферических частиц лунного реголита.

3. Уменьшение повреждений неудаляемых сапфировых и удаляемых льдокомполитных окон от высокоскоростных соударений одиночных сферических частиц лунного реголита возможно за счет использования дополнительных специальных конструктивных решений, например, формой пенетратора с обратным конусом и созданием формы близкой каплевидной, использованием защитных удаляемых покрытий/пленок, совершенствованием носовой части с формированием потока частиц с минимизацией ударного воздействия на окна и др. Эти задачи требуют дополнительной конструктивной проработки.

4. Результаты расчетов, полученные численным моделированием для льдокомполитных окон, требуют дополнительного уточнения из-за недостаточного экспериментального изучения и неполных данных по физико-механическим свойствам этого материала.

5. Полученные расчетные значения глубины проникания и площади повреждения по сапфировым и льдокомполитным преградам позволяют подобрать толщину окна из соответствующего материала для инерционных пенетраторов с использованием оптически прозрачных или удаляемых перегородок. Толщина перегородки, необходимая для предотвращения возникновения осколков или трещин на тыльной стороне преграды, по найденной глубине проникновения оценивается как $s \approx 7h_{cr}$ [17].

Примечания

*результат не превосходит заданную точность 0,0001.

Благодарности

Работа выполнена в инициативном порядке.

Список источников

1. Леун Е. В., Добрица Д. Б., Поляков А. А. [и др.]. К вопросу выбора конструкционных материалов для создания многофункциональных инерционных пенетраторов // Вестник НПО им. С. А. Лавочкина. 2023. № 4 (62). С. 80–86. DOI: 10.26162/LS.2023.62.4.011. EDN: WGHDNK.
2. Korablev O. I., Ivanov A. Y., Kozlov O. E. [et al.]. Microscope spectrometer for the Phobos-Grunt mission // Solar System Research. 2010. Vol. 44, no. 5. P. 431–436. DOI: 10.1134/S0038094610050072. EDN: OHPPHV.
3. АС 1649218 СССР, МПК F 25 C 1/00, C 09 K 3/24. Способ получения искусственного льда / Рогожин С. В., Чеве-рев В. Г., Вайнерман Е. С. [и др.]. № 4694538/13; заявл. 23.05.89; опубл. 15.05.91, Бюл. № 18.
4. Добрица Д. Б., Яценко Б. Ю. Численное моделирование процесса взаимодействия высокоскоростного ударника с преградой с использованием трехмерной тетраэдральной разностной сетки // Сб. тр. X Всерос. науч. конф., посвященной 140-летию ТГУ и 50-летию НИИ ПММ ТГУ. Томск, 03–05 сентября 2018 г. Томск: Изд-во ТГУ, 2018. С. 94–96. DOI: 10.18698/2309-3684-2018-1-7089. EDN: ZDTARV.
5. Велданов В. А., Федоров С. В. Особенности поведения грунта на границе контакта с недеформируемым ударником при проникании // Прикладная механика и техническая физика. 2005. Т. 46, № 6. С. 116–127. EDN: MUCMXF.

6. Садретдинова Э. Р. Метод выбора проектных параметров реактивных пенетраторов для движения в лунном грунте: дис. ... канд. техн. наук. Москва, 2014. 136 с.

7. Veldanov V. A., Smirnov V. E., Khavroshkin O. B. Lunar Penetrator: Reducing Overloading and Penetration Control // Solar System Research. 1999. Vol. 33, no. 5. P. 432–436.

8. Slyuta E. N. Physical and mechanical properties of the lunar soil (a review) // Solar System Research. 2014. Vol. 48, no. 5. P. 330–353. DOI: 10.1134/S0038094614050050. EDN: SENWRV.

9. Черепанов И. А., Савиных А. С., Разоренов С. В. Откол в сапфире при ударном сжатии в различных кристаллографических направлениях // Журнал технической физики. 2020. Т. 90, № 6. С. 961–964. DOI: 10.21883/JTF.2020.06.49283.368-19. EDN: LPJYUJ.

10. Maevskii K. K. Numerical investigations of oxides and silicates under shockwave loading // IOP Journal of Physics: Conference Series. 2017. Vol. 894, no. 1. P. 012057. DOI: 10.1088/1742-6596/894/1/012057.

11. Wilkins M. L. Computer simulation of dynamic phenomena. Springer Science & Business Media, 1999. 246 p.

12. Фомин В. М., Гулидов А. И., Сапожников Г. А. [и др.]. Высокоскоростное взаимодействие тел. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999. 600 с. ISBN 5-7692-0237-8.

13. Галанин М. П., Щеглов И. А. Разработка и реализация алгоритмов трехмерной триангуляции сложных пространственных областей: прямые методы. Москва: Изд-во ИПМ им. М. В. Келдыша РАН, 2006. 32 с. URL: https://keldysh.ru/papers/2006/prep09/prep2006_09.html (дата обращения: 23.11.2023).

14. Taylor E. A. Experimental Hypervelocity and Computational Impact on Brittle Study of and Materials Composites. United Kingdom, 1998. 238 p. DOI: 10.22024/UniKent/01.02.86024.

15. Paul K., Berthoud L. Scaling Crater and Particle Sizes for Impacts into Solar Cells // IKI Moscow Workshop on Space Debris. 1995. P. 1–10. DOI: 10.1017/S0252921100501572.

16. Gault D. E. Displaced mass, depth, diameter and effects of oblique trajectories for impact craters formed in dense crystalline rocks // The Moon. 1973. Vol. 6, P. 32–44. DOI: 10.1007/BF02630651.

17. IADC-04-03. Protection manual. Inter-agency space debris coordination committee. Prepared by the IADC WG3 members. 2012. URL: http://www.iadc-online.org/Documents/IADC-04-03_Protection_Manual_v5.pdf. (дата обращения: 25.12.2023).

ДОБРИЦА Дмитрий Борисович, кандидат технических наук, ведущий математик АО «НПО Лавочкина», г. Химки.

SPIN-код: 4802-1841

AuthorID (РИНЦ): 829318

ЛЕУН Евгений Владимирович, кандидат технических наук, ведущий инженер АО «НПО Лавочкина», г. Химки.

SPIN-код: 6060-8056

AuthorID (РИНЦ): 367560

AuthorID (SCOPUS): 57200722184

Адрес для переписки: stankin1999@mail.ru

Для цитирования

Добрица Д. Б., Леун Е. В. Определение повреждений неудаляемых и удаляемых окон перспективных пенетраторов от ударного воздействия высокоскоростных частиц реголита при ударном внедрении в грунт Луны // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 69–77. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-69-77

Статья поступила в редакцию 08.02.2024 г.

© Д. Б. Добрица, Е. В. Леун



DETERMINATION OF DAMAGE TO UNDELETABLE AND DELETABLE WINDOWS OF PROMISING PENETRATORS FROM THE IMPACT OF HIGH-SPEED REGOLITH PARTICLES DURING IMPACT PENETRATION INTO THE SOIL OF THE MOON

D. B. Dobriza, E. V. Leun

Lavochkin Association,
Russia, Moscow region, Khimki, Leningradsкая St., 24, 141402

The article discusses promising penetrators with non-removable transparent and removable opaque windows, created mainly from corundum and ice composite, respectively. Their use will expand the scientific research program due to visualization capabilities for video recording of the movement of the penetrator in the subsurface layers of soil and their optical methods of studying, as well as direct contact with them. The calculation method and the calculated values of damage to these windows from the impact of spherical particles of lunar regolith with diameters of 1,0 and 1,5 mm, colliding with them at speeds of up to 1 km/s in the angular range from 70° to 80°, obtained using numerical modeling or based on an engineering model, are discussed.

Keywords: space research, Moon, regolith, penetrator, high-speed penetration, sapphire, ice composite, Wilkins method.

Acknowledgments

The work was done on an initiative basis.

References

1. Leun E. V., Dobritsa D. B., Polyakov A. A. [et al.]. K voprosu vybora konstruksionnykh materialov dlya sozdaniya mnogofunktsional'nykh inertsionnykh penetratorov [On the question of the choice of structural materials for the creation of multifunctional inertial penetrators] // Vestnik NPO im. S. A. Lavochkina. Vestnik NPO Im. S. A. Lavochkina. 2023. Vol. 4 (62). P. 80–86. DOI: 10.26162/LS.2023.62.4.011. EDN: WGHDK. (In Russ.).
2. Korablev O. I., Ivanov A. Y., Kozlov O. E. [et al.]. Microscope spectrometer for the Phobos-Grunt mission // Solar System Research. 2010. Vol. 44, no. 5. P. 431–436. DOI: 10.1134/S0038094610050072. EDN: OHPPHV. (In Engl.).
3. Patent 1649218 SSSR, IPN F 25 C 1/00, S 09 K 3/24. Sposob polucheniya iskusstvennogo l'da [Method of producing artificial ice] / Rogozhin S. V., Cheverev V. G., Vaynerman E. S. [et al.]. No. 4694538/13. (In Russ.).
4. Dobritsa D. B., Yashchenko B. Yu. Chislennoye modelirovaniye protsessa vzaimodeystviya vysokoskorostnogo udarnika s pregradoy s ispol'zovaniyem trekhmernoy tetraedral'noy raznostnoy setki [Numerical modeling of the process of interaction of a high-speed striker with an obstacle using a three-dimensional tetrahedral difference mesh] // Sbornik trudov X Vseros. nauch. konf., posvyashchennoy 140-letiyu TGU i 50-letiyu NII PMM TGU. Collection of Works X All-Russian Scientific Conf., Dedicated to the 140th Anniversary of TSU and the 50th Anniversary of the Research Institute of Mechanical Engineering and Mechanics of TSU. Tomsk, 2018. P. 94–96. DOI: 10.18698/2309-3684-2018-1-7089. EDN: ZDTARV. (In Russ.).
5. Veldanov V. A., Fedorov S. V. Osobennosti povedeniya grunta na granitse kontakta s nedeformiruyemym udarnikom pri pronikanii [Peculiarities of soil behavior at the boundary of contact with a non-deformable impactor during penetration] // Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika. Journal of Applied Mechanics and Technical Physics. 2005. Vol. 46, no. 6. P. 116–127. EDN: MUCMXF. (In Russ.).
6. Sadretdinova E. R. Metod vybora proyektnykh parametrov reaktivnykh penetratorov dlya dvizheniya v lunnom grunte [Method for selecting design parameters of reactive penetrators for movement in lunar soil]. Moscow, 2014. 136 p. (In Russ.).
7. Veldanov V. A., Smirnov V. E., Khavroshkin O. B. Lunar Penetrator: Reducing Overloading and Penetration Control // Solar System Research. 1999. Vol. 33, no. 5. P. 432–436. (In Engl.).
8. Slyuta E. N. Physical and mechanical properties of the lunar soil (a review) // Solar System Research. 2014. Vol. 48, no. 5. P. 330–353. DOI: 10.1134/S0038094614050050. EDN: SENWRV. (In Engl.).
9. Cherepanov I. A., Savinykh A. S., Razorenov S. V. Otkol v sapfire pri udarnom szhatii v razlichnykh kristallograficheskikh napravleniyakh [Spalling in sapphire in different crystallographic directions under shock compression] // Zhurnal tekhnicheskoy fiziki. Technical Physics. 2020. Vol. 90, no. 6. P. 961–964. DOI: 10.21883/JTF.2020.06.49283.368-19. EDN: LPJJYJ. (In Russ.).
10. Maevskii K. K. Numerical investigations of oxides and silicates under shockwave loading // IOP Journal of Physics: Conference Series. 2017. Vol. 894, no. 1. P. 012057. DOI: 10.1088/1742-6596/894/1/012057. (In Engl.).
11. Wilkins M. L. Computer simulation of dynamic phenomena. Springer Science & Business Media, 1999. 246 p. (In Engl.).
12. Fomin V. M., Gulidov A. I., Sapozhnikov G. A. [et al.]. Vysokoskorostnoye vzaimodeystviye tel [High-speed interaction of bodies]. Novosibirsk, 1999. 600 p. ISBN 5-7692-0237-8. (In Russ.).
13. Galanin M. P., Shcheglov I. A. Razrabotka i realizatsiya algoritmov trekhmernoy triangulyatsii slozhnykh prostranstvennykh oblastey: pryamyie metody [Development and implementation of algorithms for three-dimensional triangulation of complex spatial regions: direct methods]. Moscow, 2006. 32 p. URL: https://keldysh.ru/papers/2006/prep09/prep2006_09.html (accessed: 23.11.2023). (In Russ.).
14. Taylor E. A. Experimental Hypervelocity and Computational Impact on Brittle Study of and Materials

Composites. United Kingdom, 1998. 238 p. DOI: 10.22024/UniKent/01.02.86024. (In Engl.).

15. Paul K., Berthoud L. Scaling Crater and Particle Sizes for Impacts into Solar Cells // IKI Moscow Workshop on Space Debris. 1995. P. 1–10. DOI: 10.1017/S0252921100501572. (In Engl.).

16. Gault D. E. Displaced mass, depth, diameter and effects of oblique trajectories for impact craters formed in dense crystalline rocks // The Moon. 1973. Vol. 6, P. 32–44. DOI: 10.1007/BF02630651. (In Engl.).

17. IADC-04-03. Protection manual. Inter-agency space debris coordination committee. Prepared by the IADC WG3 members. 2012. URL: http://www.iadc-online.org/Documents/IADC-04-03_Protection_Manual_v5.pdf. (accessed: 25.12.2023). (In Engl.).

DOBRIZA Dmytry Borisovich, Candidate of Technical Sciences, Lead Mathematician, Lavochkin Association, Khimki.

SPIN-code: 4802-1841

AuthorID (RSCI): 829318

LEUN Evgeny Vladimirovich, Candidate of Technical Sciences, Lead Engineer, Lavochkin Association, Khimki.

SPIN-code: 6060-8056

AuthorID (RSCI): 367560

AuthorID (SCOPUS): 57200722184

Correspondence address: stankin1999@mail.ru

For citations

Dobriza D. B., Leun E. V. Determination of damage to undeletable and deletable windows of promising penetrators from the impact of high-speed regolith particles during impact penetration into the soil of the Moon // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 69–77. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-69-77.

Received February 08, 2024.

© D. B. Dobriza, E. V. Leun



ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА FDM-ПЕЧАТИ КОМПОЗИТАМИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ТРЕБУЕМЫХ КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ

И. Д. Марканов, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров, А. О. Фирсин

Самарский национальный исследовательский университет
имени академика С. П. Королева,
Россия, 443086, г. Самара, Московское шоссе, д. 34

В данной статье были рассмотрены свойства различных материалов для 3D-печати, а именно пластиков, в том числе полиамидов, а также композитных или инженерных пластиков с примесями углеволокна и стекловолокна. С учетом данных свойств и проведенных экспериментов, направленных на выявление линейной усадки и максимальной выдерживаемой экспериментальными образцами нагрузки, был подобран наиболее подходящий режим выращивания образцов определенным материалом на 3D-принтере. Как итог, был определен оптимальный режим 3D-печати различных конструкций деталей из композитных материалов для достижения заданных конструкторско-технологических параметров.

Ключевые слова: 3D-печать, аддитивное производство, аддитивные технологии, FDM-печать, 3D-принтер, композитные материалы, режим печати, пластик.

Введение

Аддитивное производство (АП) представляет собой процесс, при котором объекты создаются путем последовательного нанесения тонких слоев материала на основании трехмерной электронной модели. В отличие от традиционных методов производства, которые обычно включают удаление материала из заготовки, при аддитивном производстве материал добавляется слой за слоем. Это позволяет получать сложные и точные геометрические формы [1, 2].

Для изготовления практически любого изделия или прототипа наиболее эффективным и удобным методом аддитивного производства является 3D-печать пластиком, особенно с использованием технологии FDM (fused deposition modeling). Эта технология основана на принципе нагретого и экструдированного пластика [3]. В процессе FDM-печати используется специальный принтер для создания объектов путем плавления пластикового филамента и нанесения его тонкими слоями на основе трехмерной модели. Другими словами, технология FDM состоит в последовательном нагреве и нанесении слоев пластичного материала, что позволяет постепенно создавать трехмерный объект. Эта технология широко применяется для создания функциональных прототипов, моделей и готовых изделий в различных отраслях промышленности.

Целью работы является определение наиболее оптимального режима FDM-печати для изготовления изделий или технологической оснастки из композитных пластиков, которые будут удовлетворять требованиям конструктора и технолога.

1. Выбор материала и ориентация образцов

Для достижения наилучших свойств изделий или деталей, изготовленных из пластика, необходимо

выбрать оптимальные параметры печати. Определение оптимальных параметров основано на выполнении определенных критериев при изготовлении изделия. Образцы, соответствующие ГОСТ 33693-2015 (рис. 1), были созданы для определения наилучшего режима печати. Затем они были исследованы на механические свойства путем разрыва, а также была измерена шероховатость и усадка.

Образцы изготавливались из трех композитных пластиков:

FORMAX — инженерный термопластик на основе ABS с добавлением углеволокна до 15 %, обладающий способностью выдерживать большие нагрузки и высокие температуры. Основными преимуществами являются простота и стабильность при печати, а также повышенная прочность и жесткость;

РА ABS GF-8 состоит из смеси акрилонитрилбутадиенстирола (ABS) и полиамида (РА6) с добавлением 8 % стекловолокна. Этот материал идеально подходит для печати конечных изделий, которым требуется высокая ударопрочность и стойкость к ультрафиолету. Он также инертен к большинству химических растворителей.

РА 66 GF-33 является композитным материалом из полиамида 66, смешанного с армированием стекловолокном на 33 %.

Образцы выращивались из нескольких видов композитов в различных направлениях на платформе построения 3D-принтера: горизонтально, вертикально и под углом 45°, при разных температурах экструзии. Такая вариативность была принята, чтобы определить влияние ориентации на печатном столе и температуры на механические свойства изделий [4]. Ниже представлена табл. 1, в которой отражены используемые материалы, а также температуры, при которых выращивались образцы.

Каждый образец имеет специальную маркировку, где указан материал, из которого был напечатан

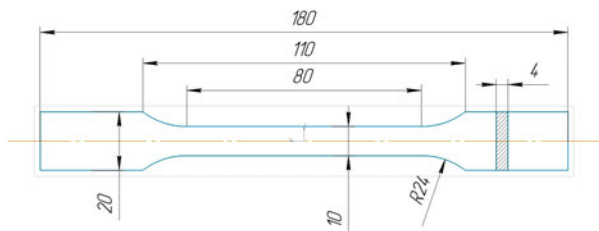


Рис. 1. Вид образца для определения механических свойств при растяжении по ГОСТ 33693 – 2015

Fig. 1. Type of sample for determining mechanical properties under tension according to GOST 33693 – 2015

Таблица 1. Материалы образцов и температурные режимы
Table 1. Sample materials and temperature conditions

Материал	Температура сопла, град.	Температура стола, град.
Formax	270	105
	280	
	290	
PA ABS GF-8	270	120
	280	
	290	
PA 66 GF-33	305	140
	310	
	320	

Таблица 2. Маркировки образцов каждой целевой группы
Table 2. Labeling of samples of each target group

№ 1	Горизонтально параллельно столу
№ 2	Горизонтально «ребром»
№ 3	Вертикально
№ 4	«Плашмя» под 45 градусов
№ 5	«Ребром» под 45 градусов
№ 6	Вертикально при уменьшенной температуре
№ 7	Вертикально при увеличенной температуре

образец, а также порядковый номер, отражающий определенное направление выращивания и температуру. В табл. 2 приведены эти маркировки.

Расположения образцов на печатном столе представлены ниже (рис. 2). Каждый набор образцов состоит из семи штук. Пять из них выращены в пяти разных направлениях, а остальные два — вертикально при разных температурах. Такой подход позволяет точно определить, как изменение

температуры печати влияет на межслойную адгезию и, в конечном счете, на механические свойства изделия. При более высокой температуре печати межслойная адгезия становится сильнее, что делает образцы более прочными и труднее разрушаемыми по слоям. Однако такое повышение температуры может привести к ухудшению качества поверхности и нарушению печатного процесса [5].

Помимо вышеперечисленного, температура печати и расположение на печатном столе также влияют на усадку образцов. При более высокой температуре плавления материала усадка будет больше из-за длительного времени остывания. Также чем ближе образец к платформе построения, тем больше он будет остывать и, как результат, тем больше будет его усадка. На печатном столе образцы расположены под разными углами и подвержены различному температурному воздействию в зависимости от их положения.

2. Подбор параметров печати

Теперь рассмотрим подробнее параметры, при которых выращивались исследуемые образцы [6].

Параметры выращивания образцов, которые оставались постоянными:

- диаметр сопла (0,5 мм);
- высота слоя (0,25 мм);
- обдув — 0 %;

— скорости печати — представлены на рисунке ниже, в зависимости от структуры, которая печаталась, будь то заполнение или внешний периметр (рис. 3).

Экструзионный множитель или коэффициент экструзии равен 1. Высота слоя печати образцов составляет 0,25 мм, что является оптимальным значением. Увеличение этого параметра приводит к ухудшению качества поверхности образцов [7]. Снижение высоты слоя сильно увеличивает время печати и увеличивает вероятность появления разрывов между слоями из-за плохой адгезии. Количество периметров образцов составляет 3, что является стандартным значением (рис. 4).

Поддерживающая структура играет важную роль в процессе печати и необходима для поддержки наклонных поверхностей изделия. Поддержки различных типов выбираются в зависимости от геометрии изделия и используемого материала. В нашем случае мы использовали два типа поддержек: органические и аккуратные.

Органическая поддержка имеет форму, похожую на дерево, она достаточно плотная и устойчивая у основания, а затем разветвляется по мере приближения к изделию. Она используется только в определенных местах, что позволяет ее легко удалить без повреждения окружающих деталей и с минимальным расходом материала. Однако, дан-

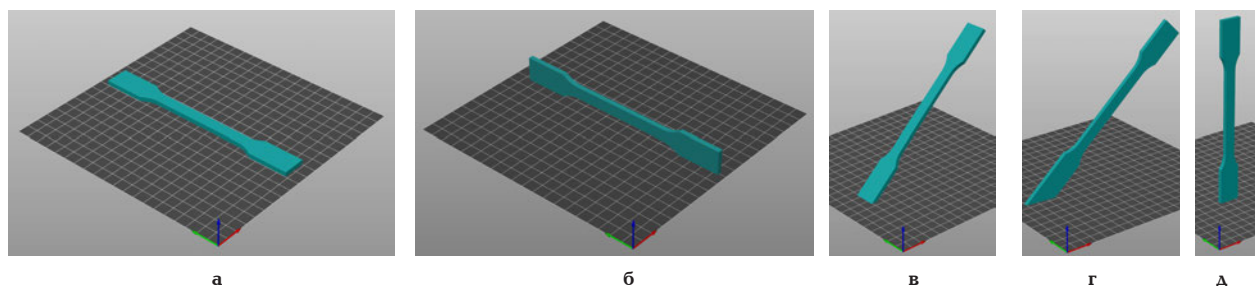


Рис. 2. Расположение образцов: а — № 1; б — № 2; в — № 4; г — № 5; д — № 3, № 6, № 7

Fig. 2. Arrangement of samples: а — No. 1; б — No. 2; в — No. 4; г — No. 5; д — No. 3, No. 6, No. 7

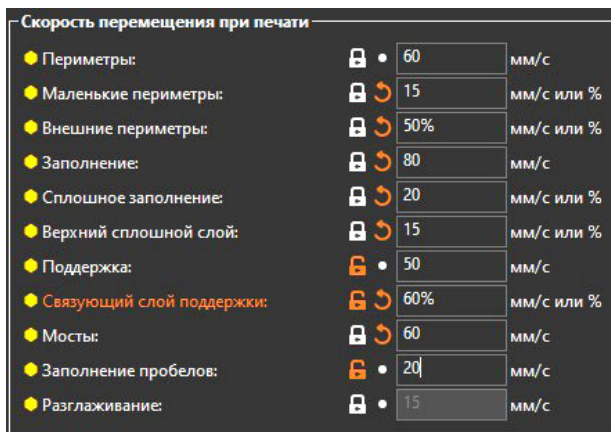


Рис. 3. Параметры скоростей печати
Fig. 3. Print speed parameters

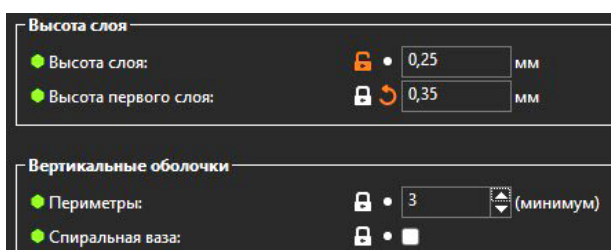


Рис. 4. Установка параметров высоты слоя и количества периметров
Fig. 4. Setting the parameters of the layer height and the number of perimeters

ная поддержка не обеспечивает достаточной устойчивости для горизонтальных, плоских выступов. Она показывает лучшие результаты при поддержке в углах или свесах.

Стиль поддержки «аккуратный» представляет собой прямоугольную, прямолинейную структуру, которая отличается от органической поддержки (рис. 5). Вместо ветвей и разветвлений она состоит из вертикальных столбиков, которые покрывают всю область выступа, свеса или моста. Этот тип поддержки хорошо подходит для различных видов свисающих поверхностей. Однако, как недостаток, она сложнее удаляется и может привести к повреждению поверхности модели. Кроме того, такой тип поддержки требует больше материала для печати.

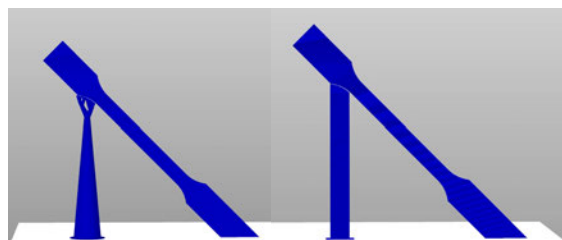


Рис. 5. Органическая и «аккуратная» поддержка
Fig. 5. Organic and «neat» support



Рис. 6. Универсальная испытательная машина TIRAtest 28300
Fig. 6. The TIRAtest 28300 universal testing machine

3. Исследование свойств образцов

Испытания на механические свойства проводились на универсальной испытательной машине TIRAtest 28300 (Германия) (рис. 6). Образцы устанавливались в гидравлические зажимные устройства и растягивались до разрушения путем перемещения верхней траверсы, нижняя траверса при этом неподвижна [8].

Результаты испытаний на механические свойства представлены в табл. 3.

Таблица 3. Результаты испытаний на механические свойства
Table 3. Results of tests for mechanical properties

Номер образца	Маркировка образцов								
	PA / ABS GF8			FORMAX			PA66 GF30		
	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	A, %	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	A, %	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	A, %
1	49	24	2,78	56	39	1,24	87	39	3,04
2	51	23	4,8	65	47	0,92	84	36	2,95
3	13	6	1,49	29	23	0,53	28	20	0,42
4	25	16	2,24	18	0	0,14	13	10	0,37
5	22	9	3,11	38	27	0,96	26	18	0,97
6	20	10	1,48	33	25	0,56	16	16	0,24
7	15	8	1,44	41	33	0,65	24	17	0,45

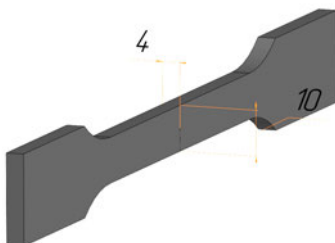


Рис. 7. Линейные размеры образцов, исследуемые на предмет усадки

Fig. 7. Linear dimensions of the samples examined for shrinkage

Из анализа табл. 3 можно сделать вывод, что все три типа образцов обладают небольшим относительным удлинением, что указывает на их хрупкость. Образец PA / ABS GF8 № 2 имеет наибольшую степень удлинения, а образец PA66 GF30 № 1 имеет наибольший предел прочности и предел текучести. Образцы с маркировкой FORMAX име-

ют наименьшую степень удлинения, что делает их самыми хрупкими.

Таким образом, образцы из материала PA66 GF30, напечатанные при температуре 280 градусов, параллельно плоскости печатного стола, оказались наиболее прочными. После печати образцов было произведено исследование их линейной усадки [9].

Уменьшение объема и размеров материала при его формировании и охлаждении называется усадкой [10]. Усадка является важным показателем свойств материала, вызывающим внутренние напряжения. Поэтому при разработке процессов 3D-печати необходимо учитывать данное свойство.

Линейная усадка — это разница между размерами 3D-модели и полученного изделия на 3D-принтере. Она измеряется в процентах от размеров исходной модели. Для определения линейной усадки провели измерения линейных размеров образцов с помощью гладкого микрометра МК-25 с ценой деления 0,01 мм и допустимой погрешностью $\pm 0,004$ мм. Проводилось измерение двух линейных размеров, а и b, соответствующих 4 и 10 мм на 3D-модели (рис. 7).

Таблица 4. Результаты измерения образцов из FORMAX и величины линейной усадки
Table 4. Measurement results of FORMAX samples and linear shrinkage values

FORMAX	Толщина (a)			Ср. зн.	α_i (a), %	Ширина (b)			Ср. зн.	β_i (b), %
№ 1	4,26	4,11	4,22	4,20	-4,9	10,03	10,00	9,95	9,99	0,1
№ 2	4,18	4,13	4,16	4,16	-3,9	10,49	10,46	10,69	10,55	-5,5
№ 3	4,13	4,13	4,13	4,13	-3,3	10,01	10,03	10,11	10,05	-0,5
№ 4	4,09	4,04	4,19	4,11	-2,7	10,02	9,91	10,00	9,98	0,2
№ 5	4,03	4,04	4,07	4,05	-1,2	10,09	10,09	10,08	10,09	-0,9
№ 6	4,11	4,05	4,06	4,07	-1,8	10,13	10,10	10,11	10,11	-1,1
№ 7	4,08	4,11	4,10	4,10	-2,4	10,09	10,08	10,06	10,08	-0,8

Таблица 5. Результаты измерения образцов из PA ABS GF-8 и величины линейной усадки
Table 5. Measurement results of PA ABS GF-8 samples and linear shrinkage values

PA ABS GF-8	Толщина (a)			Ср. зн.	α_i (a), %	Ширина (b)			Ср. зн.	β_i (b), %
№ 1	3,95	4,00	4,03	3,99	0,2	9,90	9,88	9,90	9,89	1,1
№ 2	3,95	3,94	3,95	3,95	1,3	9,95	9,95	9,95	9,95	0,5
№ 3	4,22	4,19	4,13	4,18	-4,5	10,16	10,11	10,77	10,35	-3,5
№ 4	4,25	4,25	4,18	4,23	-5,7	10,24	10,27	10,30	10,27	-2,7
№ 5	4,13	4,20	4,10	4,14	-3,6	10,18	10,18	10,15	10,17	-1,7
№ 6	4,05	4,00	4,05	4,03	-0,8	10,11	10,15	10,12	10,13	-1,3
№ 7	4,10	4,10	4,13	4,11	-2,7	10,14	10,17	10,16	10,16	-1,6

Таблица 6. Результаты измерения образцов из PA 66 GF-30 и величины линейной усадки
Table 6. Measurement results of PA 66 GF-30 samples and linear shrinkage values

PA 66 GF-30	Толщина (a)			Ср. зн.	α_i (a), %	Ширина (b)			Ср. зн.	β_i (b), %
№ 1	4,22	4,17	4,27	4,22	-5,5	10,30	10,55	10,40	10,42	-4,2
№ 2	4,75	4,85	4,83	4,81	-20,3	10,15	10,11	10,27	10,18	-1,8
№ 3	4,23	4,27	4,30	4,27	-6,7	10,29	10,23	10,24	10,25	-2,5
№ 4	4,29	4,33	4,93	4,52	-12,9	10,40	10,30	10,30	10,33	-3,3
№ 5	4,15	4,16	4,37	4,23	-5,7	10,36	10,33	10,40	10,36	-3,6
№ 6	4,19	4,26	4,25	4,23	-5,8	10,49	10,55	10,40	10,48	-4,8
№ 7	4,23	4,22	4,24	4,23	-5,7	10,43	10,35	10,33	10,37	-3,7

Таблица 7. Определение оптимальных режимов печати
Table 7. Determining the optimal printing modes

Материал	Направление выращивания	Т сопла, град.	Т стола, град.	Лин. усадка (а, b), %	Макс. нагрузка, МПа	Степень удлинения
FORMAX	№ 1	280	105	4,9/0,1	56	1,24
	№ 5	280	105	1,2/0,9	38	0,96
PA ABS GF-8	№ 1	280	120	0,2/1,1	49	2,78
	№ 2	280	120	1,3/0,5	51	4,8
PA 66 GF-30	№ 1	310	140	5,5/4,2	87	3,04
	№ 5	310	140	5,7/3,6	26	0,97

В табл. 4–6 представлены результаты измерения образцов и величин свободной линейной усадки, расчет которой проводился по формуле (1):

$$\alpha_l = (l_0 - l) / l_0, \quad (1)$$

где l_0 — соответствующий размер на 3D-модели, мм; l — соответствующий размер на образце после усадки, мм.

Проанализировав табл. 4–6, можно сделать вывод, что в каждой группе образцов наименьшая усадка по двум размерам: у № 5 из FORMAX (1,2 % и 0,9 %), № 1 из PA ABS GF-8 (0,2 % и 1,1 %) и № 5 из PA 66 GF-30 (5,7 % и 3,6 %). Отсюда можно сделать вывод, что наименьшая усадка у образца № 1 из PA ABS GF-8 (0,2 % и 1,1 %).

4. Определение оптимального материала и параметров печати

После проведения вышеописанных экспериментов и с учетом параметров материалов, заявленных производителем, можно сформировать оптимальный перечень варьируемых параметров печати и определить оптимальный материал и режим печати им на 3D-принтере.

Проанализировав табл. 7, мы можем сделать вывод, что в зависимости от цели в изготовлении того или иного изделия, нужно делать выбор в сторону лучшей усадки, а именно ее отсутствия, или же в сторону наибольшей устойчивости к нагрузкам. Таким образом, если нам нужна точная технологическая оснастка или изделие, которые должны соответствовать размерам своей исходной модели, их следует выращивать из PA ABS GF-8 или FORMAX, поскольку у них наименьшая усадка, а если нам нужна технологическая оснастка, которая сможет выдерживать большие нагрузки, то следует при ее изготовлении использовать материал PA 66 GF-30, поскольку он хорошо выдерживает нагрузку, а также имеет большую степень удлинения.

Заключение

В первом разделе данной статьи было дано общее понятие термину «аддитивное производство», а также рассмотрена технология FDM-печати, с помощью которой впоследствии были изготовлены опытные образцы.

Во втором разделе выбраны композитные материалы для изготовления образцов, определено их расположение на рабочем столе 3D-принтера и заданы температуры печати. Кроме того, образцы были помечены для идентификации.

В третьем разделе были выбраны и подробно рассмотрены параметры печати, которые использовались для выращивания образцов.

В четвертом разделе статьи были проведены эксперименты с использованием определенного оборудования; получены и проанализированы результаты экспериментов.

Благодарности

Работа выполнена в рамках реализации программы развития Самарского университета на 2021–2030 годы в рамках программы «Приоритет–2030» при поддержке Правительства Самарской области.

Список источников

- Вдовин Р. А. Разработка и внедрение в производство цифровой гибридной технологии изготовления лопаток ГТД на основе методов быстрого прототипирования // Вестник РГТУ имени П. А. Соловьева. 2019. № 4 (51). С. 47–52. EDN: QDLSDO.
- Dizon J. R. C., Espera A. H., Chen Q. [et al.]. Mechanical characterization of 3D-printed polymers // Additive Manufacturing. 2018. Vol. 20. P. 44–67. DOI: 10.1016/j.addma.2017.12.002.
- Балякин А. В., Гончаров Е. С., Злобин Е. П. Анализ технологических возможностей и ограничений 3d-принтеров для изготовления прототипов ГТУ // Всероссийский научно-технический форум по двигателям и энергетическим установкам имени Н. Д. Кузнецова, посвященный 110-летию ПАО «ОДК-КУЗНЕЦОВ». Самара: Изд-во Самарского национального исследовательского университета имени академика С. П. Королева, 2022. С. 20–22. EDN: NTBMQY.
- Mohd Khairul Nizam M. A. N. B., Ismail K. I. B., Yap T. C. The effect of printing orientation on the mechanical properties of FDM 3D printed parts // Innovative Manufacturing, Mechatronics and Materials Forum 2021. Springer, 2022. P. 75–85. DOI: 10.1007/978-981-19-2890-1_8.
- Kristiawan R. B., Imaduddin F., Ariawan D. [et al.]. A review on the fused deposition modeling (FDM) 3D printing: Filament processing, materials, and printing parameters // Open Engineering. 2021. Vol. 11, no. 1. P. 639–649. DOI: 10.1515/eng-2021-0063.
- Pérez M., Medina-Sánchez G., García-Collado A. [et al.]. Surface Quality Enhancement of Fused Deposition Modeling (FDM) Printed Samples Based on the Selection of Critical Printing Parameters // Materials. 2018. Vol. 1 (8). DOI: 10.3390/ma11081382.
- Iqbal H. Optimizing the printing parameters of FDM 3D printers for improved mechanical properties. URL: <https://www.researchgate.net/publication/368748176> (дата обращения: 11.09.2023).
- Doshi M., Mahale A., Singh S. K. [et al.]. Printing parameters and materials affecting mechanical properties of FDM-3D printed Parts: Perspective and prospects // Materials Today Proceedings. 2022. Vol 50 (9). P. 2269–2275. DOI: 10.1016/j.matpr.2021.10.003.

9. Çakan B. G. Effects of raster angle on tensile and surface roughness properties of various FDM filaments // Journal of Mechanical Science and Technology. 2021. Vol. 35 (8). P. 3347–3353. DOI: 10.1007/s12206-021-0708-8.

10. Quan Z., Yushan L., Yujun C. [et al.]. Research on the Shrinkage of Model with Hole in PLA Material Based on the FDM 3D Printing // Tianjin University of Technology & Education, Advances // Intelligent Systems Research. 2017. Vol. 154. P. 547 – 551.

МАРКАНОВ Илья Денисович, лаборант-исследователь Инжинирингового центра ИЦ-206 Самарского национального исследовательского университета имени академика С. П. Королева (Самарский университет), г. Самара.

SPIN-код: 9645-1120

AuthorID (РИНЦ): 1218561

Адрес для переписки: ilyamarkanoff355@gmail.com

ВДОВИН Роман Александрович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры технологий производства двигателей, доцент передовой инженерной аэрокосмической школы Самарского университета, г. Самара.

SPIN-код: 6003-6910

AuthorID (РИНЦ): 745142

AuthorID (SCOPUS): 56472716800

Адрес для переписки: vdovin.ra@ssau.ru

ГОНЧАРОВ Евгений Станиславович, инженер кафедры технологий производства двигателей, инженер Инжинирингового центра ИЦ-206, ассистент передовой инженерной аэрокосмической школы Самарского университета, г. Самара.

SPIN-код: 7397-2590

AuthorID (РИНЦ): 1018716

AuthorID (SCOPUS): 57217107476

Адрес для переписки: goncharov.es@ssau.ru

ФИРСИН Андрей Олегович, лаборант-исследователь Инжинирингового центра ИЦ-206 Самарского университета, г. Самара.

Для цитирования

Марканов И. Д., Вдовин Р. А., Гончаров Е. С., Фирсин А. О. Определение оптимального режима FDM-печати композитами для получения требуемых конструкторско-технологических параметров // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 78 – 85. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-78-85.

Статья поступила в редакцию 23.11.2023 г.

© И. Д. Марканов, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров, А. О. Фирсин



DETERMINATION OF THE OPTIMAL MODE OF FDM PRINTING WITH COMPOSITES TO OBTAIN THE REQUIRED DESIGN AND TECHNOLOGICAL PARAMETERS

I. D. Markanov, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov, A. O. Firsin

Samara National Research University,
Russia, Samara, Moskovskoye Shosse Road, 34, 443086

This paper discusses properties of various 3D printing materials, namely, plastics, including polyamides, along with composite or engineering plastics with inclusions of carbon fiber and fiberglass. We have selected an optimal sample printing mode and carried out experiments, following which we have determined maximal loads for test composite materials, and linear shrinkage. As the result, we have determined an optimal 3D printing mode for various structures of composite material parts with the purpose to reach the set design—engineering parameters.

Keywords: 3D printing, additive manufacturing, additive technologies, FDM printing, 3D printer, composite materials, printing mode, plastic.

Acknowledgements

The work is carried out within the framework of implementation of the programme of development of Samara University for 2021–2030 years under the programme «Priority–2030» with the support of the Government of Samara region.

References

1. Vdovin R. A. Razrabotka i vnedreniye v proizvodstvo tsifrovoy gibridnoy tekhnologii izgotovleniya lopatok GTD na osnove metodov bystrogo prototipirovaniya [Development and deployment of a digital hybrid gte blades manufacturing technique on the basis of fast prototyping methods] // Vestnik RGATU imeni P. A. Solov'yeva. *Vestnik of P. A. Solovyov Rybinsk State Aviation Technical University*. 2019. No. 4 (51). P. 47–52. EDN: QDLSDO. (In Russ.).
2. Dizon J. R. C., Espera A. H., Chen Q. [et al.]. Mechanical characterization of 3D-printed polymers // Additive Manufacturing. 2018. Vol. 20. P. 44–67. DOI: 10.1016/j.addma.2017.12.002. (In Engl.).
3. Balyakin A. V., Goncharov E. S., Zlobin E. P. Analiz tekhnologicheskikh vozmozhnostey i ogranicheniy 3d printerov dlya izgotovleniya prototipov GTU [Analysis of technological capabilities and limitations of 3D printers for GTU prototype production] // Vserossiyskiy nauchno-tekhnicheskiy forum po dvigatelyam i energeticheskim ustanovkam imeni N. D. Kuznetsova. *All-Russian Scientific and Technical Forum for Engines and Power Facilities named after N. D. Kuznetsov*. Samara, 2022. P. 20–22. EDN: NTBMMQY. (In Russ.).
4. Mohd Khairul Nizam, M. A. N. B., Ismail K. I. B., Yap, T. C. The effect of printing orientation on the mechanical properties of FDM 3D printed parts // Innovative Manufacturing, Mechatronics and Materials Forum 2021. Springer, 2022. P. 75–85. DOI: 10.1007/978-981-19-2890-1_8. (In Engl.).
5. Kristiawan R. B., Imaduddin F., Ariawan D. [et al.]. A review on the fused deposition modeling (FDM) 3D printing: Filament processing, materials, and printing parameters // Open Engineering. 2021. Vol. 11, no. 1. P. 639–649. DOI: 10.1515/eng-2021-0063. (In Engl.).

6. Pérez M., Medina-Sánchez G., Garcha-Collado A. [et al.]. Surface Quality Enhancement of Fused Deposition Modeling (FDM) Printed Samples Based on the Selection of Critical Printing Parameters // Materials. 2018. Vol. 1 (8). DOI: 10.3390/ma11081382. (In Engl.).
7. Iqbal H. Optimizing the printing parameters of FDM 3D printers for improved mechanical properties. URL: <https://www.researchgate.net/publication/368748176> (accessed: 11.09.2023). (In Engl.).
8. Doshi M., Mahale A., Singh S. K. [et al.]. Printing parameters and materials affecting mechanical properties of FDM-3D printed Parts: Perspective and prospects // Materials Today Proceedings. 2022. Vol 50 (9). P. 2269–2275. DOI: 10.1016/j.matpr.2021.10.003. (In Engl.).
9. Çakan B. G. Effects of raster angle on tensile and surface roughness properties of various FDM filaments // Journal of Mechanical Science and Technology. 2021. Vol. 35 (8). P. 3347–3353. DOI: 10.1007/s12206-021-0708-8. (In Engl.).
10. Quan Z., Yushan L., Yujun C. [et al.]. Research on the Shrinkage of Model with Hole in PLA Material Based on the FDM 3D Printing // Tianjin University of Technology & Education, Advances // Intelligent Systems Research. 2017. Vol. 154. P. 547–551. (In Engl.).

MARKANOV Ilya Denisovich, Laboratory Researcher of Engineering Centre EC-206, Samara National Research University (Samara University), Samara. SPIN-code: 9645–1120
AuthorID (RSCI): 1218561
Correspondence address: ilyamarkanoff355@gmail.com
VDOVIN Roman Alexandrovich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Engine Manufacturing Technologies Department, Associate Professor of Advanced Aerospace Engineering School, Samara University, Samara. SPIN-code: 6003–6910
AuthorID (RSCI): 745142
AuthorID (SCOPUS): 56472716800
Correspondence address: vdovin.ra@ssau.ru

GONCHAROV Evgeny Stanislavovich, Engineer of Engine Manufacturing Technologies Department, Engineer of Engineering Centre EC-206, Assistant of Advanced Aerospace Engineering School, Samara University, Samara.

SPIN-code: 7397 – 2590

AuthorID (RSCI): 1018716

AuthorID (SCOPUS): 57217107476

Correspondence address: goncharov.es@ssau.ru

FIRSIN Andrey Olegovich, Laboratory Researcher of Engineering Centre EC-206, Samara University, Samara.

For citations

Markanov I. D., Vdovin R. A., Goncharov E. S., Firsin A. O. Determination of the optimal mode of FDM printing with composites to obtain the required design and technological parameters // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 78–85. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-78-85.

Received November 23, 2023.

© I. D. Markanov, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov,
A. O. Firsin



ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ИЗГОТОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ И УЗЛОВ АЭРОКОСМИЧЕСКИХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ АДДИТИВНОГО ПРОИЗВОДСТВА

А. О. Фирсин, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров, И. Д. Марканов

Самарский национальный исследовательский университет
имени академика С. П. Королева,
Россия, 443086, г. Самара, Московское шоссе, д. 34

В данной статье поднимается тема модернизации существующих технологических процессов заготовительного производства в части исключения дорогостоящего и длительного этапа проектирования и изготовления металлических пресс-форм и внедрения технологий 3D-печати. В статье представлена информация о технологии 3D-печати, основанной на методе экструзии. Приводится информация об основных этапах проектирования технологической оснастки для детали «Вставка» с учетом особенностей и ограничений, связанных с печатью на 3D-принтерах. В рамках исследования был проведен анализ шероховатости и усадки тестовых образцов, которые были изготовлены на 3D-принтере из различных композитных материалов.

Ключевые слова: 3D-печать, аддитивное производство, композитный материал, детали двигателестроения, усадка, FDM-печать, шероховатость.

Введение

В настоящее время для серийного производства деталей двигателей используется базовая технология, ключевой особенностью которой является проектирование и изготовление металлических пресс-форм. В текущих условиях технологического суверенитета, импортозамещения и импортоопережения развитие отечественного двигателестроения, основанного на использовании отечественных ресурсосберегающих технологий, отечественного оборудования и программного обеспечения является крайне важной актуальной задачей. В этой связи длительность этапов проектирования, создания и ввода в эксплуатацию новых конструкций двигателей должна быть минимальна. Проведенный анализ традиционного технологического процесса показал, что трудоемкость проектирования и изготовления металлических пресс-форм для изготовления отливок деталей составляет от 6 месяцев и более, при условии, что конструкция проектируемых пресс-форм должна учитывать огромное количество технологических параметров (усадку металла в отливках, припуски для последующих этапов механической обработки и пр.). Таким образом, в условиях производства новых конструкций двигателей, которые характеризуются многовариантностью и итерационностью, просчет и ошибки на стадии проектирования приводят в конечном итоге к значительным финансовым и временным затратам. В этой связи для изготовления формообразующей оснастки целесообразно использовать 3D-печать пластиком [1, 2].

Аддитивное производство (АП) — это технология, которая позволяет создавать трехмерные объекты путем послойного добавления материала [3]. АП стремительно развивается и находит применение в различных отраслях промышленности, включая ракетно-космическую и машиностроитель-

ную. Одним из перспективных методов 3D-печати пластика является технология FDM (Fused deposition modeling), которая основана на экструзии материала из сопла 3D-принтера (рис. 1). Сопло движется по заданной цифровой моделью траектории и печатает слой за слоем [4].

При 3D-печати методом FDM в качестве материала все большее применение находят композитные пластики, сочетающие в себе комбинацию двух или более материалов [5, 6].

На этапе проектирования заготовки определяются требования к поверхностям, их взаимному расположению и точности изготовления с учетом возможностей и ограничений 3D-принтеров. Послойное выращивание по FDM-технологии имеет особенности, которые необходимо учитывать для получения качественных поверхностей. При 3D-печати необходимо учитывать: температуру печати, так как некорректная температура может привести к деформации или недостаточной адгезии слоев; скорость печати; выбор подходящего материала, так как различные материалы имеют разные свойства, и применение некоторых из них могут позволить получить более гладкую поверхность; разрешение печати [7].

Параметры, влияющие на результат печати, представлены на рис. 2.

Проектирование и изготовление

В качестве примера, для отработки технологии, изготовления формообразующей оснастки из композитных материалов с помощью аддитивных технологий была выбрана деталь «Вставка», фрагмент которой представлен на рис. 3. Деталь «Вставка» входит в состав конструкции камеры сгорания двигателя НК-32-2 и предназначена для создания обратных токов, уменьшающих скорость пламени для более эффективной работы двигателя.

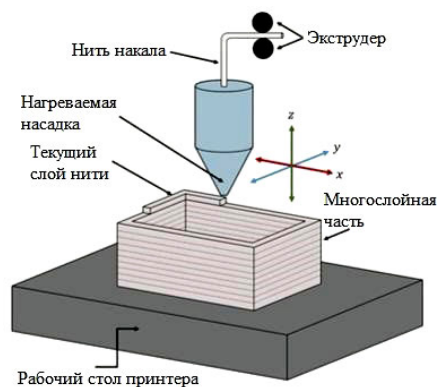


Рис. 1. Технология печати методом FDM
Fig. 1. FDM printing technology

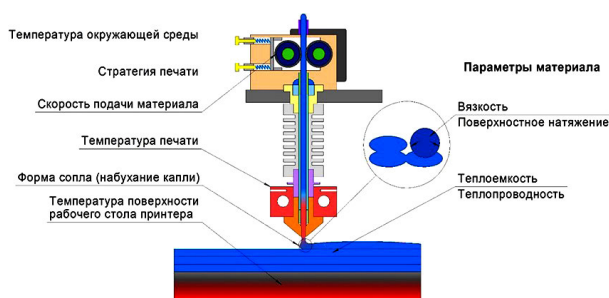


Рис. 2. Основные параметры, влияющие на качество печати
Fig. 2. The main parameters that affect print quality

Проектирование формообразующей оснастки детали «Вставка» начинается с построения трехмерных моделей в программе КОМПАС-3D.

Последовательность построения трехмерной модели детали «Опорная плита» представлена на рис. 4.

Последовательность построения трехмерной модели детали «Матрица» представлена на рис. 5.

Последовательность построения трехмерной модели детали «Пуансон» представлена на рис. 6.

Последовательность построения трехмерной модели детали «Верхняя плита» представлена на рис. 7.

3D-модель сборки технологической оснастки детали «Вставка» представлена на рис. 8.

В качестве оборудования для изготовления оснастки детали «Вставка» выбираем 3D-принтер PICASO Designer X S2. Это принтер с одним экструдером. Данная модель отличается высокой точностью и скоростью работы — производительность до 100 см³/час позволяет быстро воспроизводить любые модели. Точная механика и аппаратная платформа X позволяют добиться толщины печатного слоя всего 10 мкм. Принтер позволяет печатать

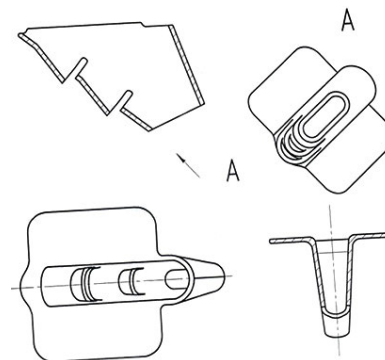


Рис. 3. Фрагмент детали «Вставка»
Fig. 3. Fragment of the «Insert» part

разными видами материалов. Область построения принтера 200×200×210.

Для воспроизведения модели технологической оснастки детали «Вставка» на 3D-принтере, необходимо перевести ее в g-код (инструкцию, понятную для 3D-принтера). Поэтому 3D-модель, созданную в программе КОМПАС-3D, необходимо сохранить в формате STL для последующей подготовки файла к печати. Слайсинг модели был выполнен в программе PrusaSlicer, согласно рекомендациям, которые были изложены ранее.

Расположение модели технологической оснастки детали «Вставка» на платформе построения, а также «нарезанные» слои 3D-модели представлены на рис. 9.

Напечатанная технологическая оснастка детали «Вставка» представлена на рис. 10.

Чтобы изготовить то или иное изделие или деталь из композитного материала с наилучшими свойствами, необходимо подобрать наиболее оптимальный материал и режимы печати [8]. Чтобы выявить наиболее подходящий материал и оптимальный режим печати, были изготовлены тестовые образцы. Впоследствии по напечатанным образцам была определена шероховатость и линейная усадка.

Были проведены эксперименты, в ходе которых выращены образцы из разных видов композитных материалов, при различных значениях температуры экструзии. Внизу приведена табл. 1, где указаны использованные материалы и соответствующие значения температуры экструзии для выращивания образцов.

Следующие параметры были постоянными при выращивании образцов:

- плотность заполнения материала (30 %);
- размер сопла (0,5 мм);
- обдув (0 %);
- скорость печати (45 мм/с).

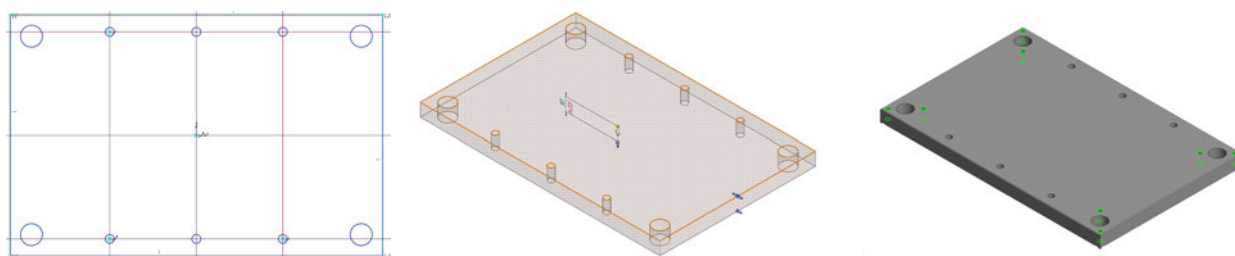


Рис. 4. Последовательность построения трехмерной модели детали «Опорная плита»
Fig. 4. The sequence of building a three-dimensional model of the «Base plate» part

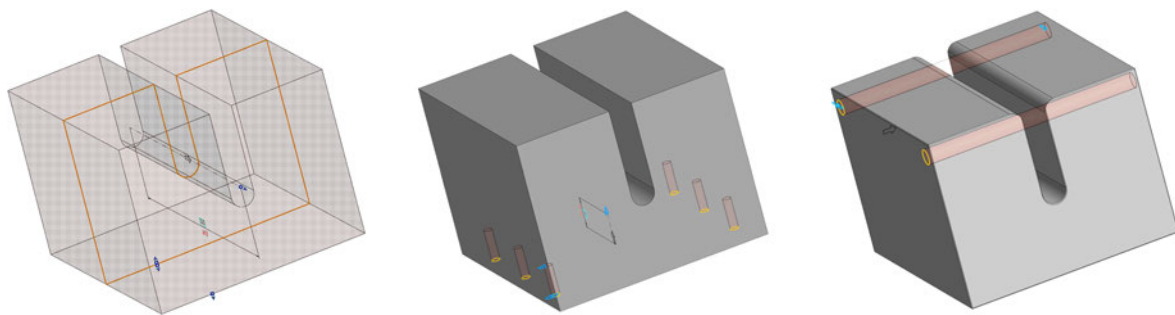


Рис. 5. Последовательность построения трехмерной модели детали «Матрица»
Fig. 5. The sequence of building a three-dimensional model of the «Matrix» part

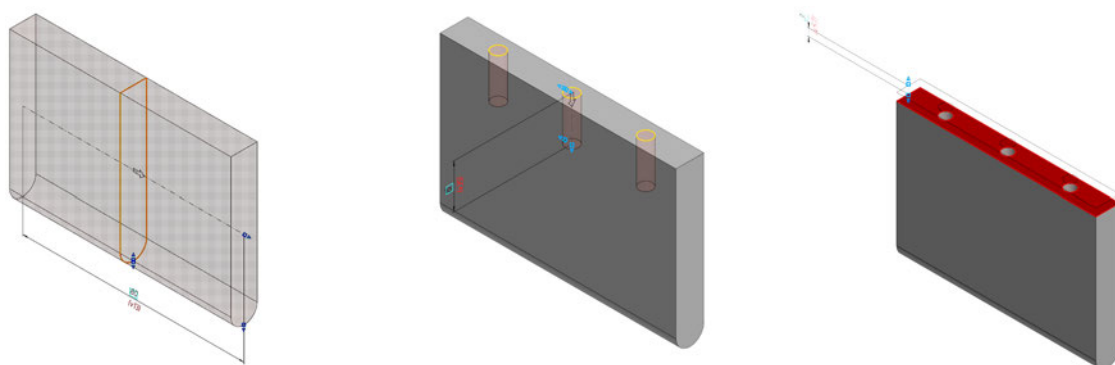


Рис. 6. Последовательность построения трехмерной модели детали «Пуансон»
Fig. 6. The sequence of building a three-dimensional model of the «Punch» part

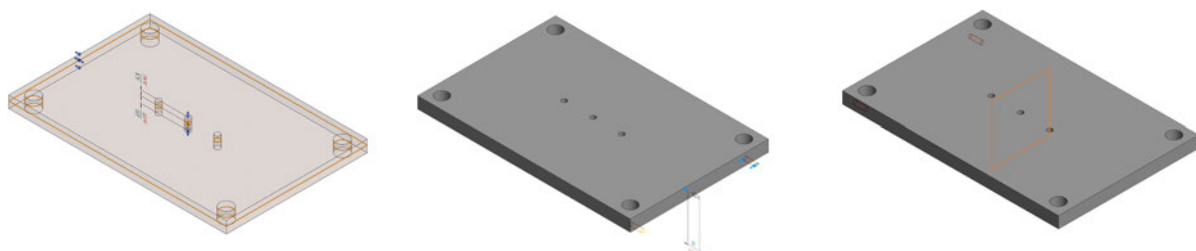


Рис. 7. Последовательность построения трехмерной модели детали «Верхняя плита»
Fig. 7. The sequence of building a three-dimensional model of the «Upper plate» part

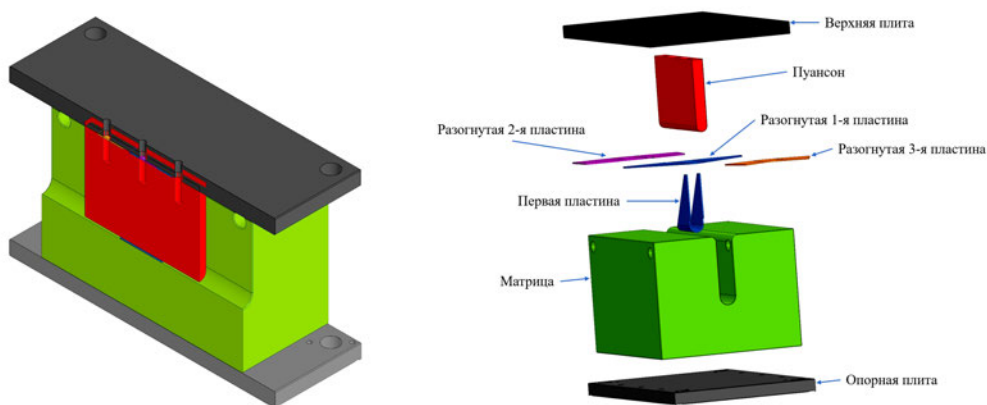


Рис. 8. Трехмерная модель технологической оснастки детали «Вставка»
Fig. 8. Three-dimensional model of the technological equipment of the «Insert» part

ABS-PA GF-8 состоит из смеси акрилонитрилбутадиенстирола (ABS) и полиамида (РА6) с добавлением 8 % стекловолокна. Этот материал идеально подходит для печати конечных изделий, которым требуется высокая ударопрочность и стойкость

к ультрафиолету. Он также инертен к большинству химических растворителей.

РА 66 GF-30 является композитным материалом из полиамида 66, смешанного с армированием стекловолокном на 30 %.

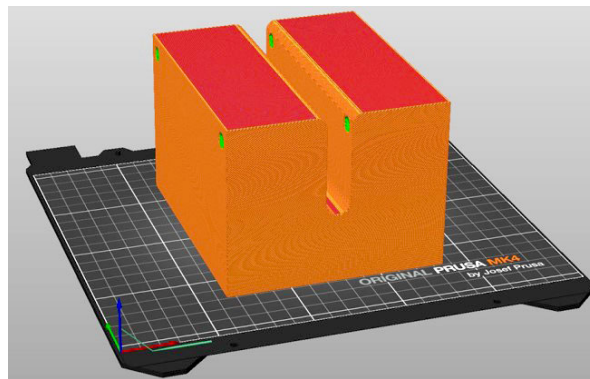
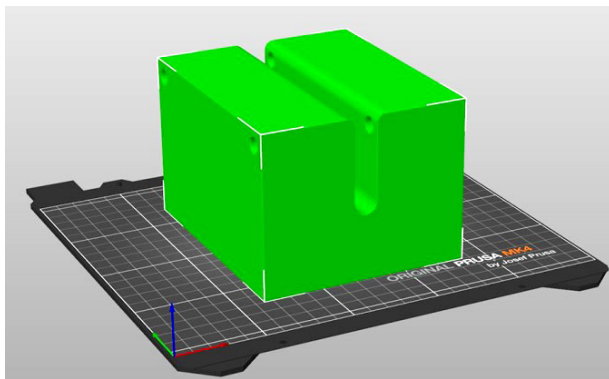


Рис. 9. Расположение и нарезка слоев 3D-модели технологической оснастки детали «Вставка»
Fig. 9. Arrangement and cutting of layers of the 3D model of the technological equipment of the «Insert» part

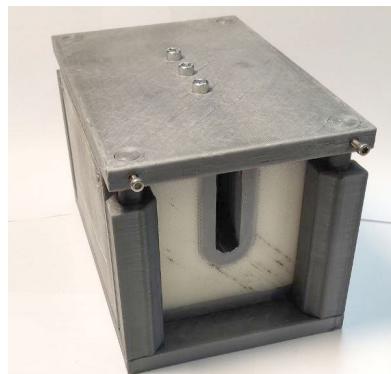
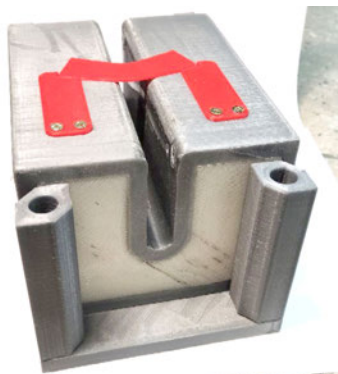


Рис. 10. Технологическая оснастка детали «Вставка»
Fig. 10. Technological equipment of the «Insert» part

ForMAX — это инженерный термопластик, который сочетает в себе прочность и высокую температурную стабильность за счет добавления углеволокон в основной материал ABS. Этот материал идеально подходит для создания деталей, которые выдерживают большие нагрузки и экстремальные условия. Наличие углеволоконного наполнителя (до 15 %) в ForMAX значительно повышает прочность и жесткость филамента.

Исследование шероховатости поверхности

Шероховатость поверхности является важным аспектом при создании моделей, и она может быть контролируема через методы выращивания и толщину слоя. Однако иногда поверхность выращенных моделей имеет недостаточное качество, что проявляется в высокой шероховатости. Это может привести к необходимости продолжительной ручной отделки, особенно в случае сложнопрофильных поверхностей. Рис. 11 иллюстрирует процесс измерения шероховатости, где каждый образец подвергается измерению в двух направлениях. Это позволяет получить полное представление о характеристиках поверхности и определить наличие дефектов [9].

Измерение шероховатости проводилось с помощью профилометра ИШП-210, который использует контактный щуповой метод измерения (рис. 12).

В представленной в табл. 2 информации отражены результаты измерений шероховатостей образцов по параметру Ra.

Анализ данных из табл. 2 показал, что различные материалы имеют разную шероховатость. Наименьшую шероховатость по параметру Ra имеет

Таблица 1. Используемые материалы и соответствующие значения температуры экструзии для выращивания образцов

Table 1. The materials used and the corresponding extrusion temperature values for growing samples

Материал	Температура сопла, °C	Температура стола, °C
ABS-PA GF-8	280	120
	290	
	300	
PA 66 GF-30	305	140
	310	
	320	
ForMAX	270	105
	280	
	290	

образец из композитного материала ForMAX при температуре сопла 270 °C.

Исследование влияния линейной усадки на размерную точность

Усадка материала является важным фактором при проектировании и изготовлении деталей с использованием технологии 3D-печати по методу FDM [10]. В процессе печати материал расплавляется и затвердевает, что приводит к изменению размеров и появлению внутренних напряжений

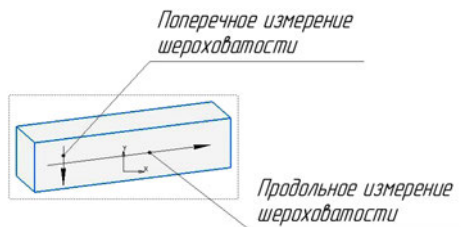


Рис. 11. Схема измерения шероховатости
Fig. 11. Roughness measurement scheme

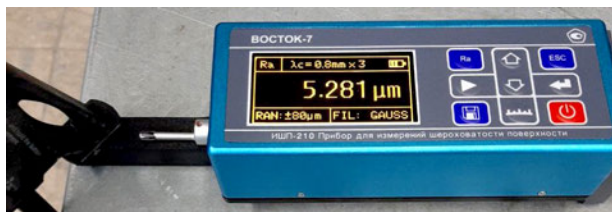


Рис. 12. Измерение шероховатости образца
профилометром ИПП-210
Fig. 12. Measuring the roughness of a sample with
an ИПП-210 profilometer

в изделии. Поэтому понимание и учет усадки являются ключевыми аспектами для достижения точности и качества при печати. Усадка материала может быть выражена в линейных или объемных единицах измерения. Линейная усадка характеризует изменение линейных размеров. В случае 3D-печати линейная усадка определяется разницей между размерами модели в программе CAD и фактическими размерами изделия, полученного на 3D-принтере. Одной из основных причин линейной усадки является термическое сжатие материала при охлаждении до комнатной температуры. Этот процесс начинается, когда достигается температура начала линейной усадки, то есть температура, при которой начинается образование твердой фазы материала. После этого происходит дальнейшее сокращение размеров изделия, определяемое температурным коэффициентом линейного расширения материала. Важно отметить, что повышение линейной усадки может привести к возникновению термических напряжений в изделии. Поэтому при разработке технологических процессов 3D-печати необходимо учитывать эти факторы и принимать меры для минимизации и контроля усадки. Это может включать оптимизацию параметров печати, выбор подходящего материала с низкой усадкой [11].

Для оценки усадки и стабильности геометрических размеров образцов, были проведены измерения по линейным размерам. В процессе измерений использовался гладкий микрометр МК-200, с точностью измерения до 0,01 мм. Каждый образец был измерен по двум линейным размерам а и b, соответствующие значениям 15 и 60 мм, как показано на 3D-модели (рис. 13).

В представленной в табл. 3 информации отражены результаты измерений образцов и значения свободной линейной усадки. Расчет значений свободной линейной усадки был выполнен согласно формуле (1):

$$\alpha_1 = \frac{l_0 - l}{l_0} \cdot 100 \% , \quad (1)$$

Таблица 2. Значения шероховатости образцов, измеренных в продольном и поперечном направлениях
Table 2. Roughness values of samples measured in the longitudinal and transverse directions

T, °C	Продольное направление		Поперечное направление	
	Ra, мкм	Среднее значение	Ra, мкм	Среднее значение
ABS-PA GF-8				
280	8,573	7,828	18,636	17,556
	7,352		16,959	
	7,558		17,073	
290	8,237	8,484	17,356	18,364
	9,134		19,428	
	8,080		18,309	
300	9,568	9,862	18,476	18,913
	10,334		19,283	
	9,685		18,981	
PA 66 GF-30				
305	8,501	9,125	19,147	18,935
	9,555		17,945	
	9,318		19,713	
310	10,595	10,374	19,370	19,261
	9,462		19,551	
	11,064		18,862	
320	9,821	9,916	17,900	17,581
	11,134		17,832	
	8,794		17,011	
ForMAX				
270	5,281	5,322	17,760	17,113
	5,370		17,008	
	5,314		16,570	
280	6,749	6,773	18,682	18,130
	6,831		18,043	
	6,739		17,664	
290	5,786	5,363	17,378	17,177
	4,916		16,643	
	5,387		17,511	

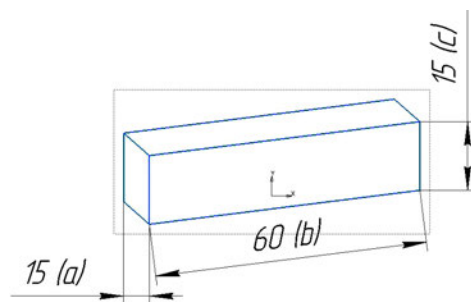


Рис. 13. Измеряемые параметры у образцов
Fig. 13. Measured parameters of the samples

где l_0 — размер модели в программе CAD, мм;
 l — фактический размер изделия, полученный на 3D-принтере.

Анализ данных из табл. 3 показал, что различные материалы имеют разные уровни усадки. Наи-

Таблица 3. Результаты измерения образцов и величины линейной усадки
Table 3. The results of the measurement of samples and the magnitude of linear shrinkage

Т, °С	Ширина образца (а), мм		α_l (а), %	Длина образца (b), мм		α_l (b), %
	Изме- рение	Ср. зн.		Изме- рение	Ср. зн.	
ABS-PA GF-8						
280	15,09	15,09	− 0,6	60,34	60,34	− 0,6
	15,06			60,33		
	15,11			60,34		
290	15,15	15,16	− 1,1	59,77	59,77	+ 0,4
	15,17			59,78		
	15,16			59,77		
300	15,19	15,18	− 1,2	59,92	59,92	+ 0,13
	15,17			59,92		
	15,18			59,92		
PA 66 GF-30						
305	15,09	15,11	− 0,73	60,16	60,16	− 0,27
	15,12			60,17		
	15,12			60,15		
310	15,09	15,16	− 1,07	60,32	60,33	− 0,55
	15,18			60,33		
	15,21			60,33		
320	15,31	15,29	− 1,93	60,39	60,39	− 0,65
	15,31			60,39		
	15,25			60,39		
ForMAX						
270	14,96	14,98	+ 0,13	59,91	59,92	+ 0,13
	14,98			59,93		
	15,00			59,92		
280	14,91	14,90	+ 0,67	59,87	59,87	+ 0,22
	14,85			59,88		
	14,93			59,87		
290	14,90	14,85	+ 1,00	59,83	59,84	+ 0,27
	14,82			59,85		
	14,85			59,84		

меньшую усадку демонстрируют образцы, изготовленные из материала ForMAX, в то время как наибольшая усадка наблюдается у образцов из PA 66 GF-30. Это указывает на то, что выбор материала играет важную роль при печати деталей, особенно если точность размеров является критическим фактором. Кроме материала, температура расплавления также оказывает влияние на усадку. Чем выше температура расплавления, тем больше время остывания материала, что приводит к увеличению усадки. Это важно учитывать при выборе оптимальной температуры для печати, особенно если требуется минимизировать усадку.

Для компенсации усадки и достижения требуемых размеров деталей при проектировании можно использовать коэффициент усадки. Этот коэффициент позволяет масштабировать модель перед

печатью, учитывая предполагаемую усадку материала.

Заключение

В первом разделе данной статьи был поднят вопрос о возможной замене металлических пресс-форм, изготовление которых имеет значительные финансовые и временные затраты на технологическую оснастку, полученную с помощью 3D-печати из композитных материалов. Дано общее понятие термину аддитивное производство, а также рассмотрена технология FDM-печати.

Во втором разделе описан процесс проектирования технологической оснастки для детали «Вставка» с учетом возможностей и ограничений печати на 3D-принтерах. Также для выбора наиболее оптимального материала был проведен анализ шероховатости и усадки. Для этого были выращены тестовые образцы из трех различных композитных материалов — ABS-PA GF-8, PA 66 GF-30, ForMAX. Исследования показали, что наименьшую шероховатость по параметру Ra имеет образец из композитного материала ForMAX при температуре сопла 270 °C. Наименьшую усадку демонстрируют также образцы, изготовленные из материала ForMAX, в то время как наибольшая усадка наблюдается у образцов из PA 66 GF-30. Это указывает на то, что выбор материала играет важную роль при печати деталей, особенно если качество и точность размеров является критическим фактором.

Благодарности

Работа выполнена в рамках реализации программы развития Самарского университета на 2021—2030 годы в рамках программы «Приоритет-2030» при поддержке Правительства Самарской области.

Список источников

- Вдовин Р. А., Балякин А. В., Гончаров Е. С. Современные технологии при производстве крупногабаритных отливок деталей ГТД: моногр. Самара: Изд-во Самарского ун-та, 2022. 112 с. ISBN 978-5-7883-1853-0.
- Вдовин Р. А. Разработка и внедрение в производство цифровой гибридной технологии изготовления лопаток ГТД на основе методов быстрого прототипирования // Вестник РГТУ имени П. А. Соловьева. 2019. № 4 (51). С. 47—52. EDN: QDLSDO.
- Яблочников Е. И., Грибовский А. А., Пирогов А. В. Эффективность применения аддитивных технологий для изготовления литейных форм и при подготовке производства изделий из термопластичных полимерных материалов // Металлообработка. 2013. № 5—6. С. 74—80.
- Bayu K. R., Ariawan I. F., Dody U. A review on the fused deposition modeling (FDM) 3D printing: Filament processing, materials, and printing parameters // Open Engineering. 2021. Vol. 11, no. 1. P. 639—649. DOI: 10.1515/eng-2021-0063.
- Vaezi M., Chianrabutra S., Mellor B. [et al.]. Multiple material additive manufacturing — Part 1: a review // Virtual and Physical Prototyping. 2013. Vol. 8 (1). P. 19—50. DOI: 10.1080/17452759.2013.778175.
- Лопатин А. Н., Зверков И. Д. Изготовление формообразующей оснастки аддитивными методами для композитных деталей // Авиационные материалы и технологии. 2019. № 2 (55). С. 53—59. DOI: 10.18577/2071-9140-2019-0-2-53-59. EDN: ZIIYWT.
- Балякин А. В., Гончаров Е. С., Злобин Е. П. Анализ технологических возможностей и ограничений 3d принтеров для изготовления прототипов ГТУ // Всероссийский научно-тех-

нический форум по двигателям и энергетическим установкам имени Н. Д. Кузнецова, посвященный 110-летию ПАО «ОДК-КУЗНЕЦОВ». Самара: Изд-во Самарского национального исследовательского университета имени академика С. П. Королева, 2022. С. 20–22. EDN: NTBMQY.

8. Doshi M., Mahale A., Singh S. K. Printing parameters and materials affecting mechanical properties of FDM-3D printed Parts: Perspective and prospects. // *Materials Today: Proceedings* // 2022. Vol. 50 (5). P. 2269–2275.

9. Pérez M., Medina-Sánchez G., García-Collado A. [et al.]. Surface Quality Enhancement of Fused Deposition Modeling (FDM) Printed Samples Based on the Selection of Critical Printing Parameters // *Materials*. 2018. Vol. 1 (8). DOI: 10.3390/ma11081382.

10. Wang T.-M., Xi J.-T., Jin Y. A model research for prototype warp deformation in the FDM process // *Journal of Additive Manufacturing Technology*. 2007. Vol. 33 (11). P. 1087–1096. DOI: 10.1007/s00170-006-0556-9.

11. Huang Q., Marshall G. S., Epstein D. J. An Analytical Foundation for Optimal Compensation of Three-Dimensional Shape Deformation in Additive Manufacturing // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2016. Vol. 138. P. 061010-1. DOI: 10.1115/1.4032220.

ФИРСИН Андрей Олегович, лаборант-исследователь Инжинирингового центра ИЦ-206 Самарского национального исследовательского университета имени академика С. П. Королева (Самарский университет), г. Самара.

Адрес для переписки: firsin1709@yandex.ru

ВДОВИН Роман Александрович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры технологий производства двигателей, доцент передовой инженерной аэрокосмической школы Самарского

университета, г. Самара.

SPIN-код: 6003-6910

AuthorID (РИНЦ): 745142

AuthorID (SCOPUS): 56472716800

Адрес для переписки: vdovin.ra@ssau.ru

ГОНЧАРОВ Евгений Станиславович, инженер кафедры технологий производства двигателей, инженер Инжинирингового центра ИЦ-206, ассистент передовой инженерной аэрокосмической школы Самарского университета, г. Самара.

SPIN-код: 7397-2590

AuthorID (РИНЦ): 1018716

AuthorID (SCOPUS): 57217107476

Адрес для переписки: goncharov.es@ssau.ru

МАРКАНОВ Илья Денисович, лаборант-исследователь Инжинирингового центра ИЦ-206 Самарского университета, г. Самара.

SPIN-код: 9645-1120

AuthorID (РИНЦ): 1218561

Адрес для переписки: ilyamarkanoff355@gmail.com

Для цитирования

Фирсин А. О., Вдовин Р. А., Гончаров Е. С., Марканов И. Д. Проектирование и изготовление деталей и узлов аэрокосмических конструкций из композитных материалов в условиях аддитивного производства // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 86–94. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-86-94.

Статья поступила в редакцию 27.11.2023 г.

© А. О. Фирсин, Р. А. Вдовин, Е. С. Гончаров,

И. Д. Марканов

DESIGN AND MANUFACTURE OF PARTS AND ASSEMBLIES OF AEROSPACE STRUCTURES MADE OF COMPOSITE MATERIALS IN CONDITIONS OF ADDITIVE MANUFACTURING

A. O. Firsin, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov, I. D. Markanov

Samara National Research University,
Russia, Samara, Moskovskoye Shosse Road, 34, 443086

This article raises the topic of modernization of existing technological processes of procurement production in terms of eliminating the expensive and lengthy stage of designing and manufacturing metal molds and the introduction of 3D printing technologies. The article provides information about 3D printing technology based on the extrusion method. Information is provided on the main stages of designing the tooling for the «Insert» part, taking into account the features and limitations associated with printing on 3D printers. As part of the study, the roughness and shrinkage of test samples are analyzed, which are made on a 3D printer from various composite materials.

Keywords: 3D printing, additive manufacturing, composite material, engine parts, shrinkage, FDM printing, roughness.

Acknowledgements

The work is carried out within the framework of implementation of the programme of development of Samara University for 2021–2030 years under the programme «Priority–2030» with the support of the Government of Samara region.

References

1. Vdovin R. A., Balyakin A. V., Goncharov E. S. *Sovremennyye tekhnologii pri proizvodstve krupnogabaritnykh otливok detaley GTD* [Modern technologies in the production of large-size castings of GTE parts]. Samara, 2022. 112 p. ISBN 978-5-7883-1853-0. (In Russ.).
2. Vdovin R. A. *Razrabotka i vnedreniye v proizvodstvo tsifrovoy gibridnoy tekhnologii izgotovleniya lopatok GTD na osnove metodov bystrogo prototipirovaniya* [Development and deployment of a digital hybrid gte blades manufacturing technique on the basis of fast prototyping methods] // *Vestnik RGATU imeni P. A. Solov'yeva. Vestnik of P. A. Solovyov Rybinsk State Aviation Technical University*. 2019. No. 4 (51). P. 47–52. EDN: QDLSDO. (In Russ.).
3. Yablochnikov E. I., Gribovskiy A. A., Pirogov A. V. *Effektivnost' primeneniya additivnykh tekhnologiy dlya izgotovleniya lit'yevykh form i pri podgotovke proizvodstva izdeliy iz termoplastichnykh polimernykh materialov* [Efficiency of using additive technologies for the manufacture of injection molds and in preparing the production of products from thermoplastic polymer materials] // *MetallООbrabotka. MetallООbrabotka*. 2013. No. 5–6. P. 74–80. (In Russ.).
4. Bayu K. R., Ariawan I. F., Dody U. *A review on the fused deposition modeling (FDM) 3D printing: Filament processing, materials, and printing parameters* // *Open Engineering*. 2021. Vol. 11, no. 1. P. 639–649. DOI: 10.1515/eng-2021-0063. (In Engl.).
5. Vaezi M., Chianrabutra S., Mellor B. [et al.]. *Multiple material additive manufacturing – Part 1: a review* // *Virtual and Physical Prototyping*. 2013. Vol. 8 (1). P. 19–50. DOI: 10.1080/17452759.2013.778175. (In Engl.).
6. Lopatin A. N., Zverkov I. D. *Izgotovleniye formoobrazuyushchey osnastki additivnymi metodami dlya*

kompozitnykh detaley [Shaping molding tools reduction for composite parts by means of additive technologies] // *Aviatsionnyye materialy i tekhnologii. Aviation Materials and Technologies*. 2019. No. 2 (55). P. 53–59. DOI: 10.18577/2071-9140-2019-0-2-53-59. EDN: ZIIYWT. (In Russ.).

7. Balyakin A. V., Goncharov E. S., Zlobin E. P. *Analiz tekhnologicheskikh vozmozhnostey i ogranicheniy 3d printerov dlya izgotovleniya prototipov GTU* [Analysis of technological capabilities and limitations of 3D printers for GTU prototype production] // *Vserossiyskiy nauchno-tekhnicheskiy forum po dvigatelyam i energeticheskim ustanovkam imeni N. D. Kuznetsova, posvyashchennyy 110-letiyu PAO «ODK-KUZNETSOV»*. *All-Russian Scientific and Technical Forum for engines and Power Facilities named after N. D. Kuznetsov*. Samara, 2022. P. 20–22. EDN: NTBMQY. (In Russ.).

8. Doshi M., Mahale A., Singh S. K. *Printing parameters and materials affecting mechanical properties of FDM-3D printed Parts: Perspective and prospects*. // *Materials Today: Proceedings*. 2022. Vol. 50 (5). P. 2269–2275. (In Engl.).

9. Pérez M., Medina-Sánchez G., García-Collado A. [et al.]. *Surface Quality Enhancement of Fused Deposition Modeling (FDM) Printed Samples Based on the Selection of Critical Printing Parameters* // *Materials*. 2018. Vol. 1 (8). DOI: 10.3390/ma11081382. (In Engl.).

10. Wang T.-M., Xi J.-T., Jin Y. *A model research for prototype warp deformation in the FDM process* // *Journal of Additive Manufacturing Technology*. 2007. Vol. 33 (11). P. 1087–1096. DOI: 10.1007/s00170-006-0556-9. (In Engl.).

11. Huang Q., Marshall G. S., Epstein D. J. *An Analytical Foundation for Optimal Compensation of Three-Dimensional Shape Deformation in Additive Manufacturing* // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2016. Vol. 138. P. 061010-1. DOI: 10.1115/1.4032220. (In Engl.).

FIRSIN Andrey Olegovich, Laboratory Researcher of Engineering Centre EC-206, Samara National Research University (Samara University), Samara.
Correspondence address: firsin1709@yandex.ru



VDOVIN Roman Alexandrovich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Engine Manufacturing Technologies Department, Associate Professor of Advanced Aerospace Engineering School, Samara University, Samara.

SPIN-code: 6003-6910

AuthorID (RSCI): 745142

AuthorID (SCOPUS): 56472716800

Correspondence address: vdovin.ra@ssau.ru

GONCHAROV Evgeny Stanislavovich, Engineer of Engine Manufacturing Technologies Department, Engineer of Engineering Centre EC-206, Assistant of Advanced Aerospace Engineering School, Samara University, Samara.

SPIN-code: 7397-2590

AuthorID (RSCI): 1018716

AuthorID (SCOPUS): 57217107476

Correspondence address: goncharov.es@ssau.ru

MARKANOV Ilya Denisovich, Laboratory Researcher of Engineering Centre EC-206, Samara University, Samara.

SPIN-code: 9645-1120

AuthorID (RSCI): 1218561

Correspondence address: ilyamarkanoff355@gmail.com

For citations

Firsin A. O., Vdovin R. A., Goncharov E. S., Markanov I. D. Design and manufacture of parts and assemblies of aerospace structures made of composite materials in conditions of additive manufacturing // Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 86–94. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-86-94.

Received November 27, 2023.

© A. O. Firsin, R. A. Vdovin, E. S. Goncharov, I. D. Markanov

ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ МОДИФИКАЦИИ НА МОРФОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И МИКРОТВЕРДОСТЬ СТАЛИ ХВГ

А. А. Теплоухов, Н. А. Семенюк, А. Е. Терёхина, С. И. Мотовилов, Д. В. Скакун

Омский государственный технический университет,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11

В процессе эксперимента, выполненного в два этапа, было получено тонкопленочное покрытие молибдена на подложке из стали марки ХВГ. Первый этап включал в себя предварительную ионную имплантацию молибдена. Второй этап — это получение методом сбалансированного магнетронного напыления тонкопленочного покрытия молибдена. В процессе исследования методом растровой электронной микроскопии получены микрофотографии, визуально подтверждающие равномерность и однородность тонкопленочного покрытия. Полученные методом зондовой микроскопии значения средней шероховатости поверхности S_a позволяют говорить об ее уменьшении после нанесения тонкопленочного покрытия. Методом энергодисперсионного анализа определена массовая концентрация молибдена на поверхности модифицированной инструментальной стали, которая составила 92,4 %. Получены экспериментальные режимы модификации тонкопленочным покрытием стали марки ХВГ, которые оказывают существенное влияние на среднюю шероховатость и микротвердость ее поверхности. Показано, что используемые в работе экспериментальные режимы позволяют получать упрочнение поверхности стали ХВГ после нанесения тонкопленочного покрытия молибдена с предварительной ионной имплантацией в несколько раз. Определена сила адгезии между тонкопленочным покрытием и подложкой из стали марки ХВГ. Высокие значения адгезии, полученные методом, предложенным Джеральдом Франкелем из Университета штата Огайо, показывают хорошее качество нанесенного покрытия. Все вышеперечисленное говорит о перспективности использования вышеупомянутой методики в машиностроительной отрасли.

Ключевые слова: ионная имплантация, сбалансированное магнетронное напыление, тонкопленочные покрытия, молибден, растровая электронная микроскопия, энергодисперсионный анализ, зондовая микроскопия, микротвердость.

Введение

Возрастающие требования к ресурсу и надёжности технических систем, агрегатов, рабочих органов строительных, дорожных машин, обрабатывающему инструменту, актуализируют проблематику работ, связанных с фундаментальными и прикладными исследованиями в области разработки и получения функционально-градиентных материалов (ФГМ) [1 – 5]. Уменьшение металлоемкости, повышение их экономичности и качества является одной из основных целей при разработке новых или улучшения существующих инструментов. Инструментальные стали марок ХВГ и их аналоги применяются в машиностроении для изготовления деталей машин и механизмов, инструментов, оснасток. Использование этих марок сталей широко распространено при изготовлении мерительных и калибрующих инструментов, подвергающихся технологическому износу и коррозии в процессе эксплуатации [1]. Поэтому защитой от механического, коррозионного, температурного воздействия является актуальной задачей для действующих производств. Часто для улучшения триботехнических, коррозионных и других свойств материалов достаточно модифицировать лишь поверхностный слой. Способов модификации очень много. В настоящее время актуальным

методом модификации поверхностей является нанесение покрытий в виде тонких слоев различных тугоплавких и термостойких материалов методом ионно-плазменного напыления.

Авторами [2 – 4] показано, что для улучшения износостойкости, повышения микротвердости и коррозионной стойкости применяется поверхностное модифицирование молибденом, способствующее созданию мелкозернистой структуры. Молибден глубоко проникает в поверхностный слой стали, тем самым, увеличивая ее прочностные характеристики, меняя ее химический состав, который становится более твердым и стойким к коррозии. По результатам анализа литературных источников в качестве модифицирующего материала был выбран молибден и метод модификации — магнетронное напыление с предварительной ионной имплантацией [6, 7].

Цель и объекты исследования

Целью данной работы является экспериментальное исследование влияния модификации поверхностного слоя инструментальной стали ХВГ нанесением тонкопленочного покрытия молибдена методом магнетронного напыления с предварительной ионной имплантацией молибденом на физико-

механические характеристики, в частности микротвердость.

Объектами исследования являются цилиндрические образцы инструментальной стали марки ХВГ без покрытия и модифицированные тонкопленочным покрытием молибдена.

Методика эксперимента

Для получения исследуемых объектов применялось поверхностное модифицирование инструментальной стали ХВГ, тонкопленочным покрытием молибдена методом сбалансированного магнетронного напыления [7] на установке магнетронного напыления ADVAVAS VSM200, с предварительной ионной имплантацией [8] молибдена на установке ННВ, с частотно-импульсным ионным источником «ДИА-На», позволяющим получать пучки ионов любых проводящих материалов с энергиями до 150 кэВ.

Предварительно была проведена пробоподготовка, которая заключалась в механической очистке щеткой и салфеткой, химической очистке образцов в этиловом спирте в ультразвуковой ванне марки WUC-A03H с частотой 4 кГц в течение 10 минут без нагрева, далее аналогичная процедура с ацетоном, для удаления органических соединений и частично солей. Чистка в ультразвуковой ванне марки WUC-A03H изопропиловым спиртом при температуре 40 °С в течение 30 минут, для удаления неорганических соединений.

Ионная имплантация выполнена в следующем режиме: материал катода — молибден, напряжение дуги 380 вольт, напряжение поджига 380 вольт, ускоряющее напряжение 32 киловольт, доза имплантации $2,25 \times 10^{17}$ ион /см², время имплантации 5 минут.

После переноса образца в установку ADVAVAC VSM 200 для дополнительной очистки поверхности и активации поверхностного слоя стальной пластины дополнительно было произведено ионно-плазменное травление на установке ADVAVAC VSM 200 ионами аргона в течение 10 минут с мощностью источника 100 Вт при давлении в камере $1,6 \cdot 10^{-4}$ мБар.

Нанесение тонкопленочного покрытия производилось в плазме тлеющего разряда магнетронным классическим сбалансированным методом в течение 40 минут в рабочей камере с давлением $5,2 \cdot 10^{-3}$ мБар, мощность источника составляла 320 Вт. Расположение между мишенью и образцом плоскопараллельное. Для равномерного нанесения тонкопленочного покрытия молибдена образцы были закреплены в специальной равномерно вращающейся оснастке на расстоянии 90 мм от мишени. Скорость вращения подложки составляла 30 об/мин. В качестве мишени использовался диск диаметром 51 мм толщиной 5мм, из молибдена с чистотой 99,9 %.

С целью удаления влаги с поверхности подложки и улучшения адгезионной прочности между пленкой и подложкой был произведен нагрев подложки до температуры 150 °С.

При выполнении работы были использованы апробированные экспериментальные методы исследования поверхности (зондовая и электронная микроскопия), микротвердометрия, а также элементного состава (энергодисперсионный анализ).

Поверхности исходных, а также модифицированных поверхностей образцов исследовались методом растровой электронной микроскопии (РЭМ)

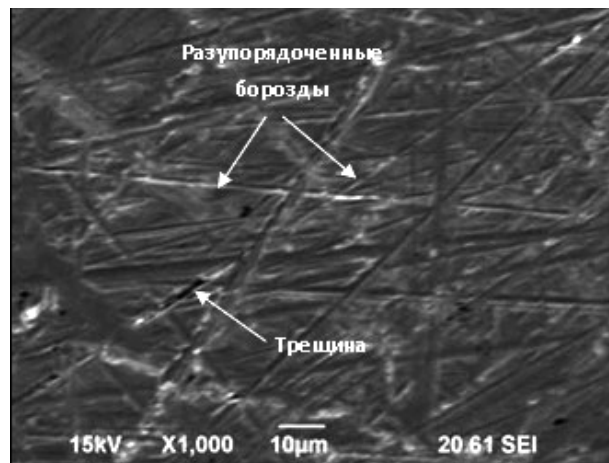


Рис. 1. Изображение исходной поверхности стального образца марки ХВГ при увеличении в 1000 раз
Fig. 1. Image of the original surface of a steel sample of the KhVG grade at a magnification of 1000 times

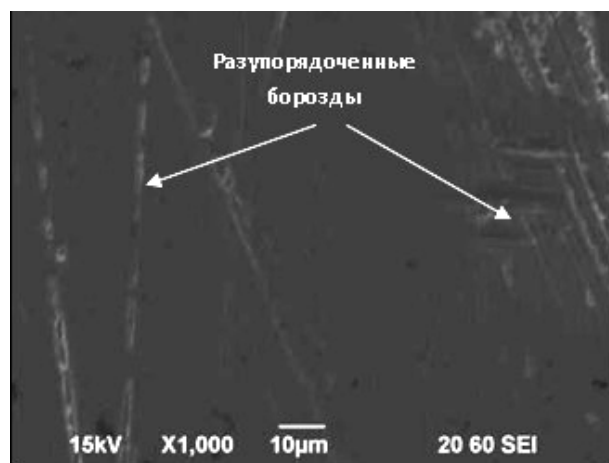


Рис. 2. Изображение поверхности стального образца марки ХВГ, модифицированного тонкопленочным покрытием молибдена при увеличении в 1000 раз
Fig. 2. Image of the surface of a steel sample of the KhVG grade modified with a thin-film coating of molybdenum at a magnification of 1000 times

с применением энергодисперсионного анализа (ЭДА) на электронном сканирующем микроскопе JEOL-5700 в режиме высокого вакуума. Тип сигнала — вторичные электроны (SEI). Процесс осуществлялся под ускоряющим напряжением в диапазоне 15 кВ, увеличение составило 1000. Шероховатость поверхности определялась с помощью сканирующего зондового микроскопа NTEGRA Prima контактным методом. Для измерения характеристик был использован зонд НА_пс/Pt01. Обработка результатов производилась с помощью математического пакета SPIP и программой Gwyddion.

Микротвердость исходного и модифицированного образцов определялась методом Виккерса с помощью прибора PMT-3M.

Величину адгезии вычисляли по методике Франкея [9, 10].

Результаты экспериментов

На рис. 1 представлен снимок исходной поверхности образца из инструментальной стали марки ХВГ.

Таблица 1. Состав поверхностного слоя образцов
Table 1. Composition of the surface layer of the samples

Образец	Концентрация, масс. %			
	[Mo]	[Fe]	[O]	[C]
Исходная поверхность	—	92,95	1,85	5,2
Поверхность, модифицированная молибденом	92,4	1,1	1,7	4,8

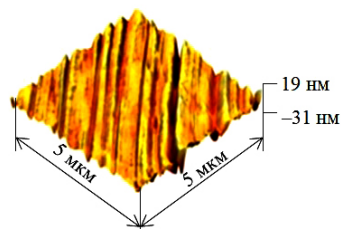


Рис. 3. Топография поверхности (изображения рельефа в АСМ-режиме размером 5×5 мкм) исходного образца из инструментальной стали марки ХВГ

Fig. 3. Surface topography (relief images in AFM mode, 5×5 μm in size) of the initial sample made of KhVG tool steel

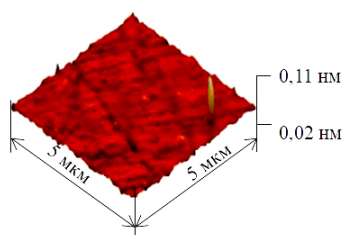


Рис. 4 Топография поверхности (изображения рельефа в АСМ-режиме размером 5×5 мкм) образца из инструментальной стали марки ХВГ с 40-минутным напылением молибдена

Fig. 4. Surface topography (relief images in AFM mode, 5×5 μm in size) of a sample made of tool steel of the HVG grade, with 40-minute molybdenum sputtering

Данная поверхность характеризуется наличием разупорядоченных борозд и трещин, полученных путем механического воздействия.

На рис. 2 представлен снимок поверхности образца из инструментальной стали, модифицированной молибденом.

Из рис. 2 видно, что поверхность образца из инструментальной стали марки ХВГ, модифицированной тонкопленочным покрытием молибдена, также характеризуется наличием разупорядоченных борозд и трещин, однако в меньшей степени, чем для исходного образца.

В табл. 1 приведены данные о химическом составе образцов как исходной поверхности, так и после нанесения тонкопленочного покрытия, полученные методом растровой электронной микроскопии с помощью метода энергодисперсионного анализа [11–14].

Таблица 2. Параметры шероховатости
Table 2. Roughness parameters

Параметры	Образец	
	Исходная поверхность	Поверхность, модифицированная молибденом
Средняя шероховатость поверхности, Sa, нм	167	85

Таблица 3. Параметры микротвердости
Table 3. Microhardness parameters

Параметры	Образец	
	Исходная поверхность	Поверхность, модифицированная молибденом
Микротвердость (HV), ед.	320	2900*

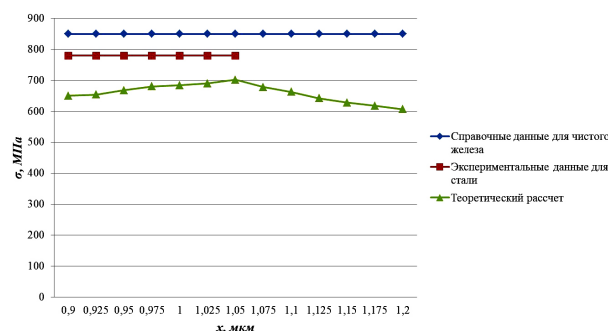


Рис. 5. Зависимость силы адгезии от толщины покрытия молибдена на подложку

Fig. 5. Dependence of adhesion force on the thickness of the molybdenum coating on the substrate

С помощью сканирующего зондового микроскопа NTEGRA Prima в режиме контактной атомно-силовой микроскопии (к-АСМ) получены топографии поверхности исходного образца из инструментальной стали марки ХВГ и модифицированной молибденом (рис. 3, 4).

Результаты обработки математическим пакетом SPIP и программой Gwyddion приведены в табл. 2.

С помощью микротвердомера ПМТ-ЗМ были получены значения микротвердости исходного и модифицированного тонкопленочным покрытием молибдена образцов из инструментальной стали марки ХВГ. В табл. 3 представлены результаты, усредненные по 20 значениям микротвердости.

Из табл. 3 видно что, после нанесения тонкопленочного покрытия молибдена на инструментальной стали марки ХВГ, микротвердость поверхностного слоя образца увеличилась в несколько раз. Значок* показывает, что количественные значения можно рассматривать условно, так как, согласно ГОСТ Р ИСО 6507-1-2007, для толщин покрытий порядка сотен нанометров может возникнуть неопределенность погрешности. Тем не менее очевиден значительный рост значения микротвердости.

По методике Франкеля [9] были получены экспериментальные значения для стали марки ХВГ. Из литературных данных взяты значения адгезии пленки молибдена на стальную поверхность. Теоретические значения определены по методике [10].

Результаты исследований и расчетов силы адгезии приведены на рис. 5.

Обсуждение результатов

Как исходная поверхность, так и поверхность после модифицирования, представленные на рис. 1 и рис. 2, характеризуются наличием разупорядоченных борозд. Однако после модифицирования поверхности тонкопленочным покрытием молибдена (рис. 2) визуально наблюдается сглаживание данной поверхности, то есть уменьшением наличия борозд. При этом значительно уменьшается шероховатость поверхности.

Массовая концентрация молибдена на поверхности подложки из инструментальной стали марки ХВГ составила 92,4 % (табл. 1). Наличие железа в элементном составе объясняется тем, что, поскольку глубина сканирования больше толщины пленки, существует вероятность регистрации элементов из-под тонкопленочного покрытия. Наличие кислорода и углерода говорит об образовании оксидов и карбидов молибдена на подложке в рабочей камере.

Величины адгезии теоретических и экспериментальных различаются на 10-12 процентов. При использовании применённых методов можно говорить о сопоставимости результатов [11]. Высокие значения адгезии говорят о достаточно хорошо подобранных технологических режимах [15]. После нанесения тонкопленочного покрытия молибдена на инструментальную сталь марки ХВГ наблюдается значительное повышение микротвердости (табл. 3).

Выводы и заключение

1. Полученные снимки исходной и модифицированной тонкопленочным покрытием молибдена поверхностей образцов из инструментальной стали марки ХВГ показали наличие разупорядоченных борозд и трещин, которые после нанесения тонкопленочного покрытия визуально сгладились и стали менее заметны. Уменьшение значения средней шероховатости поверхности S_a в два раза это верифицирует.

2. Исследование элементного состава методом ЭДА показало наличие молибдена 92,4 % на модифицированном образце из инструментальной стали марки ХВГ, что предполагает наличие однородного тонкопленочного покрытия. Наличие кислорода и углерода с большой долей вероятности предполагает образование оксидов и карбидов молибдена на поверхностном слое.

3. Установлено, что нанесение тонкопленочного покрытия молибдена методом магнетронного напыления способствует значительному росту микротвердости на поверхности образца из инструментальной стали марки ХВГ. После нанесения тонкопленочного покрытия микротвердость образца увеличилась в несколько раз.

4. Использование инструмента с молибденовым покрытием, полученным с предварительной ионной имплантацией и технологическими режимами, использованными в данной статье можно рекомендовать для различных видов оснастки, подвергающихся повышенным механическим воздействиям.

Список источников

1. ГОСТ 5950-2000. Прутки, полосы и мотки из инстру-

ментальной легированной стали. Общие технические условия. Введ. 01—01—2002 // Международный академический вестник. 2015. № 5 (11). С. 86—88.

2. Зинченко С. А. Разработка и внедрение в ОАО «ИЖ-СТАЛЬ» термоциклической обработки инструментальных сталей // Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации. 2015. № 5 (1385). С. 48—50.

3. Большаков В. И., Глушкова Д. Б. Исследование структуры и твердости сталь-молибденового покрытия // Вестник Приднепровской государственной академии строительства и архитектуры. 2015. № 10. С. 10—15.

4. Tailor S., Modi A., Modi S. C. High-Performance Molybdenum Coating by Wire—HVOF Thermal Spray Process // Journal of Thermal Spray Technology. 2018. Vol. 12. DOI: 10.1007/s11666-018-0706-2.

5. Пантелеенко Ф. И., Оковитый В. А., Девойно О. Г. [и др.]. Формирование покрытий из самофлюсующегося порошка на основе сталей аустенитного класса с добавлением молибдена // Наука и техника. 2021. № 2. С. 95—100. DOI: 10.21122/2227-1031-2021-20-2-95-100.

6. Данилин Б. С., Сырчин В. К. Магнетронные распылительные системы. Москва: Радио и связь, 1982. 72 с.

7. Dubonosov V., Krichkovskaya L., Petrova I. Magnetron sputtering of metals in the presence of jet gases // Norwegian Journal of development of the international science. 2019. Vol. 26. P. 50—54.

8. Балакин Ю. А., Будник А. А. Разработка технологии комбинированной обработки инструментальной стали с целью повышения ее качества // Международный академический вестник. 2015. № 5 (11). С. 86—88.

9. Seong J., Frankel G. S. Assessment of Coating Adhesion Degradation by Atomic Force Microscopy Scratching // Corrosion. 2012. № 68 (3). P. 032501-1—032501-4. DOI: 10.5006/1.3688500.

10. Постников Д. В., Блесман А. И., Теплоухов А. А., Полонякин Д. А., Ткаченко Э. А., Тюкин А. В. Адгезия защитных покрытий из молибдена на стальной подложке // Динамика систем, механизмов и машин. 2016. № 2. С. 279—282.

11. Теплоухов А. А., Семенюк Н. А., Терехина А. Е., Мотовилов С. И. Исследование тонкопленочного танталового покрытия на подложках из стали марки У8 методом электронной микроскопии // Нанотехнологии. Информация. Радиотехника (НИР-22): материалы Регион. молодеж. науч.-практ. конф. (Омск, 21 апр. 2022 г.). Омск: Изд-во ОмГТУ, 2022. С. 203—207.

12. Блесман А. И., Рогачев Е. А., Зверев М. А., Теплоухов А. А. Исследование тонкопленочных покрытий молибдена и хрома на конструкционных сталях // Динамика систем, механизмов и машин. 2012. № 2. С. 344—347. EDN: SFWAJZ.

13. Лубнин А. Н., Лебедев Р. В., Ладыанов В. И. [и др.]. Осаждение молибденовых покрытий безводородным методом CVD // Физикохимия поверхности и защита материалов. 2022. Т. 58, № 1. С. 61—69. DOI: 10.31857/S0044185622010144.

14. Тополянский П. А. Исследование ионно-плазменных износостойких покрытий на инструментальных сталях // Металлообработка. 2004. № 1 (19). С. 24—30. EDN: HYSIFR.

15. Солопчук М. С., Абрашов А. А., Григорян Н. С. [и др.]. Защитные адгезионные покрытия на основе оксидов титана и молибдена // Успехи в химии и химической технологии. 2018. № 13. С. 54—56. EDN: YRRXCX.

ТЕПЛОУХОВ Андрей Анатольевич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Физика» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

SPIN-код: 6836-1254

AuthorID (РИНЦ): 859681

AuthorID (SCOPUS): 57189517666

Адрес для переписки: a.a.lektor@mail.ru

СЕМЕНЮК Наталья Андреевна, кандидат технических наук, доцент кафедры «Физика» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 4143-3715

AuthorID (РИНЦ): 684680

AuthorID (SCOPUS): 57191041061,

Адрес для переписки: sem-natal@mail.ru

ТЕРЁХИНА Анастасия Евгеньевна, аспирант кафедры «Технология машиностроения» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 9439-5669

AuthorID (РИНЦ): 1216883

Адрес для переписки: terexina28081999@gmail.com

МОТОВИЛОВ Сергей Игоревич, аспирант кафедры «Технология машиностроения» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 4676-6076

AuthorID (РИНЦ): 1198825

Адрес для переписки: redgord@gmail.com

СКАКУН Дмитрий Викторович, студент гр. Ним-221, радиотехнического факультета ОмГТУ, г. Омск.
Адрес для переписки: skakun_dmitrii@mail.ru

Для цитирования

Теплоухов А. А., Семенюк Н. А., Терёхина А. Е., Мотовилов С. И., Скакун Д. В. Влияние поверхностной модификации на морфологические характеристики и микротвердость стали ХВГ // Омский научный вестник. Сер. Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение. 2024. Т. 8, № 1. С. 95–101. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-95-101.

Статья поступила в редакцию 21.02.2024 г.

© А. А. Теплоухов, Н. А. Семенюк,

А. Е. Терёхина,

С. И. Мотовилов, Д. В. Скакун



THE INFLUENCE OF SURFACE MODIFICATION ON THE MORPHOLOGICAL CHARACTERISTICS AND MICROHARDNESS OF HVG STEEL

A. A. Teploukhov, N. A. Semenyuk, A. E. Teryokhina, S. I. Motovilov, D. V. Skakun

Omsk State Technical University,
Russia, Omsk, Mira Ave., 11, 644050

During the experiment, carried out in two stages, a thin-film coating of molybdenum is obtained on substrates made of steel grade HVG. The first stage included preliminary ion implantation of molybdenum. The second stage is the production of a thin-film molybdenum coating by balanced magnetron sputtering. During the study using scanning electron microscopy, microphotographs are obtained that visually confirmed the uniformity and homogeneity of the thin-film coating. The values of average surface roughness S_a is obtained by probe microscopy suggest that it decreases after applying a thin-film coating. Using the energy dispersive analysis method, the mass concentration of molybdenum on the surface of the modified tool steel was determined, which is 92,4 %. Experimental modes of modification of KhVG steel with a thin-film coating have been obtained, which have a significant effect on the average roughness and microhardness of its surface. It has been shown that the experimental modes used in the work make it possible to obtain a strengthening of the surface of HVG steel after applying a thin-film coating of molybdenum, with preliminary ion implantation several times. The adhesion force between the thin-film coating and the HVG steel substrate is determined. High adhesion values obtained using the method proposed by Gerald Frankel from Ohio State University indicate good quality of the applied coating. All of the above indicates the prospects of using the above-mentioned methodology in the mechanical engineering industry.

Keywords: ion implantation, balanced magnetron sputtering, thin film coatings, molybdenum, scanning electron microscopy, energy dispersive analysis, probe microscopy, microhardness.

References

1. GOST 5950-2000. Prutki, polosy i motki iz instrumental'noy legirovannoy stali. Obshchiye tekhnicheskiye usloviya [Tool alloy steel bars, strips and coils. General specifications] // Mezhdunarodnyy akademicheskiy vestnik. *International Academic Bulletin*. 2015. No. 5 (11). P. 86–88. (In Russ.).
2. Zinchenko S. A. Razrabotka i vnedreniye v OAO «IZHSTAL» termotsiklicheskoj obrabotki instrumental'nykh staley [Development and implementation at OJSC "IZHSTAL" of thermal cyclic processing of tool steels] // Byulleten' nauchno-tekhnicheskoy i ekonomicheskoy informatsii. *Ferrous Metallurgy. Bulletin of Scientific, Technical and Economic Information*. 2015. No. 5 (1385). P. 48–50. (In Russ.).
3. Bolshakov V. I., Glushkova D. B. Issledovaniye struktury i tverdsti stal'-molibdenovogo pokrytiya [The Study of structure and hardness of steel-molibdenum covering] // Vestnik Pridneprovskoy gosudarstvennoy akademii stroitel'stva i arkhitektury. *Bulletin of the Dnieper State Academy of Construction and Architecture*. 2015. No. 10. P. 10–15. (In Russ.).
4. Tailor S., Modi A., Modi S. C. High-Performance Molybdenum Coating by Wire-HVOF Thermal Spray Process // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2018. Vol. 12. DOI: 10.1007/s11666-018-0706-2. (In Engl.).
5. Panteleenko F. I., Okovity V. A., Devoino O. G. [et al.]. Formirovaniye pokrytiy iz samoflyusuyushchegosya poroshka na osnove staley austenitnogo klassa s dobavleniyem molibdena [Forming Coatings from Self-Fluxing Powder Based on Steels of Austenite Class Adding Molybdenum] // *Nauka i tekhnika. Science and Technique*. 2021. No. 2. P. 95–100. DOI: 10.21122/2227-1031-2021-20-2-95-100. (In Russ.).
6. Danilin B. S., Syrchin V. K. Magnetronnyye raspylitel'nyye sistemy [Magnetron sputtering systems]. Moscow, 1982. 72 p. (In Russ.).
7. Dubonosov V., Krichkovskaya L., Petrova I. Magnetron sputtering of metals in the presence of jet gases // *Norwegian Journal of development of the international science*. 2019. Vol. 26. P. 50–54. (In Engl.).
8. Balakin Yu. A., Budnik A. A. Razrabotka tekhnologii kombinirovannoy obrabotki instrumental'noy stali s tsel'yu povysheniya eye kachestva [Development of technology for the combined treatment of tool steel to improve its quality] // Mezhdunarodnyy akademicheskiy vestnik. *International Academic Bulletin*. 2015. No. 5 (11). P. 86–88. (In Russ.).
9. Seong J., Frankel G. S. Assessment of Coating Adhesion Degradation by Atomic Force Microscopy Scratching // *Corrosion*. 2012. № 68 (3). P. 032501-1–032501-4. DOI: 10.5006/1.3688500. (In Engl.).
10. Postnikov D. V., Blesman A. I., Teploukhov A. A., Polonyankin D. A., Tkachenko E. A., Tyukin A. V. Adgeziya zashchitnykh pokrytiy iz molibdena na stal'noy podlozhke [Adhesion of protective coatings of molybdenum on a steel substrate] // *Dinamika sistem, mekhanizmov i mashin. Dynamics of Systems, Mechanisms and Machines*. 2016. No. 2. P. 279–282. (In Russ.).
11. Teploukhov A. A., Semenyuk N. A., Terekhina A. E., Motovilov S. I. Issledovaniye tonkoplenochnogo tantalovogo pokrytiya na podlozhkakh iz stali marki U8 metodom elektronnoy mikroskopii [Study of thin-film tantalum coating on U8 steel substrates by electron microscopy] // *Nanotekhnologii. Informatsiya. Radiotekhnika (NIR-22). Nanotechnologies. Information. Radio Engineering (NIR-22)*. Omsk, 2022. P. 203–207. (In Russ.).

12. Blesman A. I., Rogachev E. A., Zverev M. A., Teploukhov A. A. Issledovaniye tonkoplennoknykh pokrytiy molibdena i khroma na konstruktсионnykh stalyakh [Study of thin-film coatings of molybdenum and chromium on structural steels] // *Dinamika sistem, mekhanizmov i mashin. Dynamics of Systems, Mechanisms and Machines*. 2012. No. 2. P. 344–347. (In Russ.).

13. Lubnin A. N., Lebedev R. V., Lad'yanov V. I. [et al.]. Osazhdeniye molibdenovykh pokrytiy bezvodorodnym metodom CVD [Hydrogen-free CVD deposition of molybdenum coatings] // *Fizikokhimiya poverkhnosti i zashchita materialov. Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces*. 2022. Vol. 58, no. 1. P. 61–69. DOI: 10.31857/S0044185622010144. (In Russ.).

14. Topolyanskiy P. A. Issledovaniye ionno-plazmennyykh iznosostoykikh pokrytiy na instrumental'nykh stalyakh [Research of ion-plasma wear-resistant coating on tools] // *Metalloobrabotka. Metalworking*. 2004. No. 1 (19). P. 24–30. EDN: HYSIFR.

15. Solopchuk M. S., Abrashov A. A., Grigoryan N. S. [et al.]. Zashchitnyye adgezionnyye pokrytiya na osnove oksidov titana i molibdena [Protective adhesive coatings based on titanium and molybdenum oxides] // *Uspekhi v khimii i khimicheskoy tekhnologii. Advances in Chemistry and Chemical Technology*. 2018. No. 13. P. 54–56. EDN: YRRXCX. (In Russ.).

TEPLOUKHOV Andrey Anatolyevich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of Physics Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 6836-1254

AuthorID (RSCI): 859681

AuthorID (SCOPUS): 57189517666

Correspondence address: a.a.lektor@mail.ru

SEMENYUK Natalya Andreevna, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of Physics Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 4143-3715

AuthorID (RSCI): 684680

AuthorID (SCOPUS): 57191041061

Correspondence address: sem-natal@mail.ru

TERYOKHINA Anastasia Evgenievna, Graduate Student of Mechanical Engineering Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 9439-5669

AuthorID (RSCI): 1216883

Correspondence address: terexina28081999@gmail.com

MOTOVILOV Sergey Igorevich, Graduate Student of Mechanical Engineering Technology Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 4676-6076

AuthorID (RSCI): 1198825

Correspondence address: redgord@gmail.com

SKAKUN Dmitry Viktorovich, Student, gr. NIm-221 of Radio Engineering Faculty, OmSTU, Omsk.

Correspondence address: skakun_dmitrii@mail.ru

For citations

Teploukhov A. A., Semenyuk N. A., Teryokhina A. E., Motovilov S. I., Skakun D. V. The influence of surface modification on the morphological characteristics and microhardness of HVG steel // *Omsk Scientific Bulletin. Series Aviation-Rocket and Power Engineering*. 2024. Vol. 8, no. 1. P. 95–101. DOI: 10.25206/2588-0373-2024-8-1-95-101.

Received February 21, 2024.

© A. A. Teploukhov, N. A. Semenyuk,

A. E. Teryokhina,

S. I. Motovilov, D. V. Skakun



**Российский научный фонд извещает о проведении конкурса на получение грантов
«Проведение фундаментальных научных исследований и поисковых научных исследований
отдельными научными группами» (региональный конкурс)**

Гранты Фонда выделяются на осуществление фундаментальных научных исследований и поисковых научных исследований в 2025—2027 годах по отраслям знаний, указанным в конкурсной документации.

В конкурсе могут принимать участие проекты научных коллективов независимо от должности, занимаемой руководителем проекта, его ученой степени и гражданства, организационно-правовой формы и формы собственности организаций, с которыми руководитель проекта и члены научного коллектива состоят в трудовых или гражданско-правовых отношениях.

Финансовое обеспечение проекта формируется из гранта Фонда в размере от 2 до 3,5 млн рублей ежегодно и не менее чем паритетного финансирования (гранта) региона.

Руководитель проекта имеет право в качестве руководителя подать только одну заявку для участия в данном конкурсе.

Количество проектов, которые могут выполняться на базе одной организации, не ограничивается.

Не допускается представление в Фонд проекта, аналогичного по содержанию проекту, одновременно поданному на конкурсы Фонда, иных научных фондов или организаций (за исключением конкурсных отборов, связанных с порядком финансирования субъектом Российской Федерации поддержанных проектов, организаций-партнеров (при наличии)), либо реализуемому в настоящее время за счет средств фондов или организаций, государственного (муниципального) задания, финансируемых за счет федерального бюджета, программ развития.

Условием предоставления гранта является обязательство научного коллектива сделать результаты своих научных исследований общественным достоянием, опубликовав их в рецензируемых российских и зарубежных научных изданиях.

Заявка на конкурс представляется не позднее **17 часов 00 минут (по московскому времени) 2 октября 2024 года** в виде электронного документа через Информационно-аналитическую систему Фонда в информационно-телекоммуникационной сети «Интернет» по адресу <https://grant.rscf.ru>.

Результаты конкурса утверждаются правлением Фонда в срок по **3 марта 2025 года** включительно и размещаются на сайте Фонда в сети «Интернет».

Полный текст конкурсной документации, Порядок конкурсного отбора научных, научно-технических программ и проектов, Порядок проведения 3-й экспертизы научных и научно-технических программ и проектов и Критерии конкурсного отбора научных, научно-технических программ и проектов опубликованы на сайте Фонда по адресам www.pnff.pf и www.rscf.ru.

ОМСКИЙ НАУЧНЫЙ ВЕСТНИК
Серия Авиационно-ракетное и энергетическое машиностроение

включен в **Перечень** рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук

Адрес издателя и редакции: 644050, Омская обл., г. Омск, пр. Мира, 11,
Омский государственный технический университет, корпус 6, каб. 424;
тел. (3812) 65-32-08; e-mail: onv@omgtu.ru

Адрес типографии: 644050, Омская обл., г. Омск, пр. Мира, 11,
Омский государственный технический университет, корпус 6, каб. 333,
тел. (3812) 65-32-08.

Цена свободная