

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

10⁽¹⁷²⁾
2025

ЭЛЕКТРО-ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ
И КОМБИНИРОВАННЫЕ
ТЕХНОЛОГИИ



НАНОТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ



ЛАЗЕРНЫЕ
ТЕХНОЛОГИИ



ТЕХНОЛОГИИ
ПРОТОТИПИРОВАНИЯ



НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ
В ЗАГОТОВИТЕЛЬНОМ
ПРОИЗВОДСТВЕ



НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ
В СВАРОЧНОМ
ПРОИЗВОДСТВЕ



ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ
ЗАГОТОВОК НА СТАНКАХ С ЧПУ
И ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРАХ

НАУКОЁМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

№ 10 (172)

2025

Издается с июля 2011 г.

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

Выходит при содействии Ассоциации технологов-машиностроителей

Главный редактор

Заслуженный деятель науки и техники РФ
д.т.н., проф. СУСЛОВ А.Г. (г. Москва)

Зам. главного редактора

д.т.н., доц. ШАЛЫГИН М.Г. (г. Брянск)

Председатель редакционного совета

д.т.н., чл.-корр. РАН ПРИХОДЬКО В.М.
(г. Москва)

Зам. председателя редакционного совета

д.т.н., проф. ГРИГОРЬЯНЦ А.Г. (г. Москва)

Редакционный совет:

д.т.н., проф. БАЗРОВ Б.М. (г. Москва)

д.т.н., проф. БУЯНОВСКИЙ И.А. (г. Москва)

д.н., доктор инженер ВАЛЬДЕНМАЙЕР Т.

(г. Штутгарт, Германия)

д.т.н., проф. ГУСЕЙНОВ Г.А. (г. Баку,
Азербайджан)

д.т.н., проф. ДЁМИН В.А. (г. Москва)

д.т.н., проф. КАВАЛЕК А.А. (г. Ченстохова,
Польша)

д.н., магистр наук КРЕХЕЛЬ Р. (г. Капушан,
Словакия)

д.т.н., проф. КУКСЁНОВА Л.И. (г. Москва)

д.т.н., проф. ЛАРИН С.Н. (г. Тула)

д.т.н., акад. РАН ЛЫСАК В.И. (г. Волгоград)

д.т.н., проф. МАКАРОВ В.Ф. (г. Пермь)

д.т.н., проф. МАЛИКОВ А.А. (г. Тула)

д.т.н., проф. МИХАЙЛОВ А.Н. (г. Донецк)

д.т.н., акад. НАН Беларуси МЫШКИН Н.К.

(г. Гомель, Беларусь)

д.т.н., проф. ОВЧИННИКОВ В.В. (г. Москва)

д.т.н., проф. ПЕТРОВА Л.Г. (г. Москва)

д.т.н., проф. СМОЛЕНЦЕВ В.П. (г. Воронеж)

д.т.н., проф. ФЕДОНИН О.Н. (г. Брянск)

д.т.н., проф. ХЕЙФЕЦ М.Л. (г. Минск, Беларусь)

д.т.н., проф. ЧИГИРИНСКИЙ Ю.Л. (г. Волгоград)

д.т.н., доц. ШОХИЁН А.Н. (г. Куляб, Таджикистан)

DOI:10.30987/issn.2223-4608

Журнал распространяется по подписке,
которую можно оформить по интернет-
каталогу "Пресса по подписке".

Подписной индекс: **Э79195**.

Тел. редакции: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: editntm@yandex.ru

<https://www.tu-bryansk.ru/info/zhurnaly>

Журнал зарегистрирован Федеральной
службой по надзору в сфере связи,
информационных технологий и
массовых коммуникаций (Роскомнадзор)
26 апреля 2019 года
рег. номер ПИ № **ФС77-75524**

СОДЕРЖАНИЕ

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Верхошанский Я.Ю., Ткачев Д.А., Темиргалиев А.И. DLP 3D печать
корундовой керамики: разработка температурно-временных режимов
обжига и физико-механические свойства спеченной керамики,
аддитивным методом. 3

СВАРКА, РОДСТВЕННЫЕ ПРОЦЕССЫ И ТЕХНОЛОГИИ

Гузанов Б.Н., Анахов С.В., Мичуров Н.С., Билалов Д.Х. Особенности
формирования сварного шва при лазерной сварке листовой стали 09Г2С 12

АДДИТИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ЛАЗЕРНАЯ ОБРАБОТКА

Торубаров И.С., Дроботов А.В., Макаров А.М., Кухтик М.П. Прочность
на изгиб 3D-печатных изделий, армированных непрерывным углеволокном. . 23

ТЕХНОЛОГИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК

**Сидякин Ю.Н., Чигиринский Ю.Л., Лаврентьев А.М., Абакумова С.Ю.,
Ольштынский С.Н.** Технология отделочно-упрочняющего ротационного
обкатывания роликами длинных тонкостенных труб. 31

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ, КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ, ТРЕНИЕ И ИЗНОС ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Буяновский И.А., Самусенко В.Д., Большаков А.Н., Щербаков Ю.И.
Оценка несущей способности масел с присадками дитиофосфатов
цинка и молибдена при испытаниях на четырёхшариковой машине 40

*Журнал входит в перечень изданий ВАК, утвержденных для соискателей
ученых степеней по научным специальностям: 2.5.3 - Трение и износ в
машинах; 2.5.5 - Технология и оборудование механической и физико-
технической обработки; 2.5.6 - Технология машиностроения; 2.5.7 -
Технология и машины обработки давлением; 2.5.8 - Сварка, родственные
процессы и технологии; 2.6.17 - Материаловедение (по отраслям)
(технические науки).*

Перепечатка, все виды копирования и воспроизведения материалов,
публикуемых в журнале «Наукоёмкие технологии в машиностроении»,
допускаются со ссылкой на источник информации и только
с разрешения редакции.

SCIENCE INTENSIVE TECHNOLOGIES IN MECHANICAL ENGINEERING

№ 10 (172)

2025

Publishes from July 2011

MONTHLY SCIENTIFIC TECHNICAL AND PRODUCTION JOURNAL

Comes out with assistance of Engineering Technologists Association

Editor-in-chief

Honoured Scientist and Engineer of Russia
d.en.s., prof. SUSLOV A.G. (Moscow)

Deputy chief editor

d.en.s., assoc. prof. SHALYGIN M.G. (Bryansk)

Chairman of Editorial Committee

m.-corr. RAS PRIKHODKO V.M. (Moscow)

Chairman Assistant

d.en.s., prof. GRIGORYANTS A.G. (Moscow)

Editorial Committee:

d.en.s., prof. BAZROV B.M. (Moscow)

d.en.s., prof. BUYANOVSKII I.A. (Moscow)

PhD., Dr. Engineer WALDENMAIER T.

(Stuttgart, Germany)

d.en.s., prof. HUSEYNOV H.A. (Baku,
Azerbaijan)

d.en.s., prof. DEMIN V.A. (Moscow)

d.en.s., prof. KAWALEK A.A. (Czestochowa,
Poland)

PhD., Msc. KREHEL R. (Kapusany, Slovakia)

d.en.s., prof. KUKSENOVA L.I. (Moscow)

d.en.s., prof. LARIN S.N. (Tula)

d.en.s., Acad. RASLYSAK V.I. (Volgograd)

d.en.s., prof. MAKAROV V.F. (Perm)

d.en.s., prof. MALIKOV A.A. (Tula)

d.en.s., prof. MIKHAILOV A.N. (Donetsk)

d.en.s., MYSHKIN N.K. Acad. of NAS Belarus
(Gomel, Belarus)

d.en.s., prof. OVCHINNIKOV V.V. (Moscow)

d.en.s., prof. PETROVA L.G. (Moscow)

d.en.s., prof. SMOLENTSEV V.P. (Voronezh)

d.en.s., prof. FEDONIN O.N. (Bryansk)

d.en.s., prof. KHEIFETZ M.L. (Minsk, Belarus)

d.en.s., prof. TCHIGIRINSKY Ju.L. (Volgograd)

d.en.s., assoc. prof. SHOHYON A.N. (Kulob,
Tajikistan)

DOI:10.30987/issn.2223-4608

The magazine is distributed by subscription,
which can be issued through the online catalog
"Subscription Press".

Subscription index: **379195**.

Editorial office Ph: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: editntm@yandex.ru

<https://www.tu-bryansk.ru/info/zhurnaly>

**The journal is registered by the Federal
service for supervision of communications,
information technologies and mass
communications (Roskomnadzor)
26.04.2019 registration number
print publication № FS77-75524**

CONTENTS

MATERIALS SCIENCE IN MECHANICAL ENGINEERING

Verkhoshanskiy Ya.Yu., Tkachev D.A., Termigaliev A.I. DLP 3D printing of
corundum ceramics: development of temperature-time firing modes and physical
mechanical properties of sintered ceramics obtained by the additive method 3

WELDING, RELATED PROCESSES AND TECHNOLOGIES

Guzanov B.N., Anakhov S.V., Michurov N.S., Bilalov D.K. Special features
of weld formation for laser welding of sheet steel 09mn2si 12

ADDITIVE TECHNOLOGIES AND LASER PROCESSING

Torubarov I.S., Drobotov A.V., Makarov A.M., Kukhtik M.P. Resistance
to bending of 3D printed products reinforced with continuous carbon fiber 23

TECHNOLOGIES OF MECHANICAL PROCESSING OF WORKPIECES

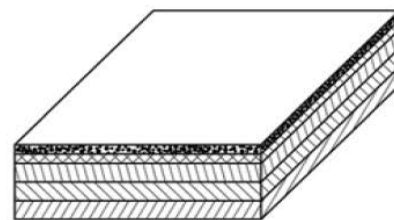
**Sidyakin Yu. I., Chigirinsky Yu. L., Lavrentiev A.M., Abakumova S.Yu.,
Olshtynsky S.N.** Finishing and strengthening rotary running-in technology
for long thin-walled pipes 31

SURFACE LAYER QUALITY, CONTACT INTERACTION, FRICTION AND WEAR OF MACHINE PARTS

Buyanovsky I.A., Samusenko V.D., Bolshakov A.N., Shcherbakov Yu.I.
Assessment of sustaining counter pressure of im-prover-inhabited oils
containing additives of zinc and molybdenum dithiophosphates under
friction in boundary lubrication mode. 40

The journal is included in the list of publications of the HAC approved for applicants of
academic degrees in scientific specialties: 2.5.3 - Friction and wear in machines;
2.5.5 - Technology and equipment of mechanical and physico-technical processing;
2.5.6 - Mechanical engineering technology; 2.5.7 - Technology and pressure treatment
machines; 2.5.8 - Welding, related processes and technologies; 2.6.17 - Materials
Science (by industry) (technical sciences).

**Reprint is possible only with the reference to the journal
«Science intensive technologies in mechanical engineering»**



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. №10 (172). С.3-11.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. №10 (172). P.3-11.

Научная статья

УДК 666.651.6

doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-3-11

DLP 3D печать корундовой керамики: разработка температурно-временных режимов обжига и физико-механические свойства спеченной керамики, полученной аддитивным методом

Янис Юрьевич Верхошанский¹, аспирант

Дмитрий Александрович Ткачев², аспирант

Александр Игоревич Термигалиев³, студент

^{1, 2, 3} Национальный исследовательский Томский государственный университет,
Томск, Россия

¹ vevrkhoshanskiy@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0002-5550-9643>

² d.tkachev11@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0003-1969-2927>

³ temirgaliev1al@yandex.ru, <https://orcid.org/0009-0009-6397-0462>

Аннотация. В работе показано применение проекционной стереолитографической 3D-печати методом цифровой световой обработки (DLP) для получения изделий из корундовой керамики марки ВК-95-1. Для DLP 3D-печати использовалась фотополимерная керамическая суспензия с 70 масс. % керамического порошка марки ВК-95-1. На основе данных термогравиметрического (ТГ) и дифференциального сканирующего калориметрического (ДСК) анализов разработаны температурные режимы удаления связующего (дебиндинга) и спекания. Показано, что ступенчатый дебиндинг со скоростью нагрева 0,4...0,5 °С/мин и выдержками при 300, 375 и 470 °С, а также последующее спекание при 1600 °С обеспечили достижение относительной плотности до 95 % от теоретической ($3,47 \pm 0,02$ г/см³). Водопоглощение составило $0,69 \pm 0,19$ %, что свидетельствует о преобладании в спеченной керамике закрытой пористости. Предел прочности при трёхточечном изгибе спечённых образцов варьировался от 180 до 250 МПа в зависимости от ориентации слоёв относительно вектора нагружения: максимальные значения (250 ± 30 МПа) были зафиксированы при воздействии нагрузки вдоль оси печати, демонстрируя характерную для аддитивных технологий анизотропию свойств. Твёрдость по Виккерсу составила 850 ± 25 HV. Согласно результатам микроструктурного анализа установлено, что разработанный режим термообработки обеспечивает полное удаление полимерного связующего и получение спеченной керамики с равномерным распределением зерен по размерам, со средним размером зерна 5,1 мкм. Таким образом, совокупность полученных результатов подтверждает применимость рассмотренного аддитивного метода для формирования сложной геометрии изделий из корундовой керамики ВК-95-1.

Ключевые слова: 3D печать, керамика, фрактография, механические свойства, микроструктура

Благодарности: результаты были получены в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России, проект No FSWM-2025-0010.

Для цитирования: Верхошанский Я.Ю., Ткачев Д.А., Термигалиев А.И. DLP 3D печать корундовой керамики: разработка температурно-временных режимов обжига и физико-механические свойства спеченной керамики, полученной аддитивным методом // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 3–11. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-3-11

DLP 3D printing of corundum ceramics: development of temperature-time firing modes and physical mechanical properties of sintered ceramics obtained by the additive method

Yanis Yu. Verkhoshanskiy¹, PhD student

Dmitry A. Tkachev², PhD student

Alexander I. Temirgaliev³, Student

^{1, 2, 3} National Research Tomsk State University, Tomsk, Russia

¹ vevrkoshanskiy@yandex.ru

² d.tkachev11@gmail.com

³ temirgaliev1al@yandex.ru

Abstract. The paper shows the use of projection stereolithographic 3D printing by digital light processing (DLP) to produce VTC-95-1 corundum ceramics. Based on data from thermogravimetric (TG) and differential scanning calorimetric (DSC) analyses, temperature regimes of debinding and clinkering have been developed. It is shown that graded debinding with a heating rate of 0,4...0,5 °C/min and exposures at 300, 375 and 470 °C, as well as subsequent clinkering at 1600 °C, ensured the achievement of a relative density of up to 95 % of the theoretical ($3,47 \pm 0,02$ g/cm³). The water absorption was $0,69 \pm 0,19$ %, which indicates the predominance of closed porosity in sintered ceramics. The tensile strength during three-point bending of sintered samples ranged from 180 to 250 MPa, depending on the orientation of the layers relative to the loading vector: the maximum values (250 ± 30 MPa) were placed on record when exposed to a load along the printing axis. The Vickers hardness was 850 ± 25 HV. According to the results of the microstructural analysis, it was found that the developed heat treatment mode ensures the complete removal of the polymer binder and provides the production of sintered ceramics with a uniform grain size distribution, with an average grain size of 5,1 microns. Thus, the totality of the results obtained confirms the applicability of the considered additive method for forming the geometry of VTC-95 corundum ceramics.

Keywords: 3D printing, ceramics, fractography, mechanical properties, microstructure

Acknowledgements: The results were obtained within the framework of the state assignment of the Ministry of Education and Science of Russia, project No FSWM-2025-0010.

For citation: Verkhoshanskiy Ya.Yu., Tkachev D.A., Termigaliev A.I., DLP 3D printing of corundum ceramics: development of temperature-time firing modes and physical mechanical properties of sintered ceramics obtained by the additive method / Science intensive technology in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 3–11. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-3-11

Введение

Корундовая керамика марки ВК-95-1, содержащая 95,3 % Al_2O_3 , является важным материалом для высокотехнологичных отраслей ввиду сочетания высокой механической прочности (310 МПа при трехточечном изгибе), термостойкости (до 1600 °C) и диэлектрических свойств. Однако традиционные методы формования, такие как прессование и литьё, ограничены в возможности получения изделий сложной геометрии, что обуславливает растущий интерес к аддитивным технологиям, в частности к стереолитографической 3D-печати методом цифровой световой обработки (DLP).

Применение DLP-метода открывает перспективы для создания сложнопрофильных керамических изделий. В предыдущих работах была разработана фотополимерная композиция на основе керамики ВК-95-1 для 3D-печати [1].

Важнейшим этапом остаётся постобработка напечатанных изделий – дебиндинг и спекание, которые напрямую влияют на плотность, микроструктуру и механические характеристики готовых образцов.

Удаление связующего осуществляется путём термического разложения фотополимера, после чего следует спекание при температурах выше 1400 °C. При этом нагрев проводится на низких скоростях (< 1 °C/мин), поскольку нарушение температурного режима может привести к образованию дефектов, таких как остаточные напряжения, микротрещины и неоднородности плотности [2].

Целью данной работы является исследование влияния режимов дебиндинга и спекания на микроструктуру и физико-механические характеристики керамики ВК-95-1, полученной методом 3D DLP-печати.

Материалы и методы

Для подготовки керамических фотоотверждаемых суспензий использовался порошок на основе корунда марки ВК-95-1 (ООО «Омега», Россия) предназначенный для производства вакуум плотных изделий.

В качестве фотополимерного связующего использовался состав на основе из смеси диметакрилового олигоэфира (25 масс. %), диметакрилового олигогликоля (25 масс. %), метакрилового (фенил) эфирного мономера (45 масс. %), олигоуретан диметакрилата (24 масс. %) и 2 масс. % фотоинициатора радикальной полимеризации 2,2-диметокси 2-фенил ацетофенона (коммерческое название Irgacur 651) [3]. Для регулирования процессов полимеризации в работе использовался 2, 4, 6-триметилбензоилдифенилфосфиноксид (ТРО).

На основе ранее проведенных исследований [1] был подготовлен состав для 3D печати, содержащий 70 масс. % порошка керамики ВК-95-1, который предварительно был диспергирован в среде этилового спирта с добавлением диспергатора ВУК-111 (Disperbyk, Германия) для более равномерного распределения в фотополимерном связующем при смешивании. Дополнительно в состав для 3D печати вводили 0,5 масс. % фотоинициатора ТРО для повышения скорости и эффективности полимеризации.

3D печать образцов осуществлялась с использованием 3D принтера Anycubic Photon mono (Anycubic, Китай). Стереолитографическая 3D-печать образцов осуществлялась при следующих параметрах: высота слоя – 70 мкм, время отверждения первых (базовых) слоёв – 40 с, последующих – 10 с. Пауза перед засветкой каждого слоя составляла 7 с, что обеспечивало равномерное распределение суспензии и стабильность процесса формирования слоёв.

Термогравиметрический (ТГ) и дифференциальный сканирующий калориметрический (ДСК) анализы выполнены на синхронном термическом анализаторе STA 449 F1 Jupiter (Netzsch, Германия) в воздушной атмосфере при скорости нагрева 10 °С/мин.

Предел прочности при трёхточечном изгибе определяли с использованием универсальной электромеханической испытательной машины Instron 3369. Твёрдость по Виккерсу измерялась на микротвердомере METOLAB-703 при нагрузке 20 кгс и выдержке 10 с.

Для определения предела прочности при трёхточечном изгибе использовались напечатанные спеченные образцы в форме балок размером 4×4×50 мм. В связи со слоистой структурой, обусловленной методом получения, испытания проводились для двух групп: с нагрузкой вдоль слоёв и перпендикулярно им. Схемы нагружения

представлены на рис. 1. Всего было испытано 10 образцов по 5 штук для каждой группы.

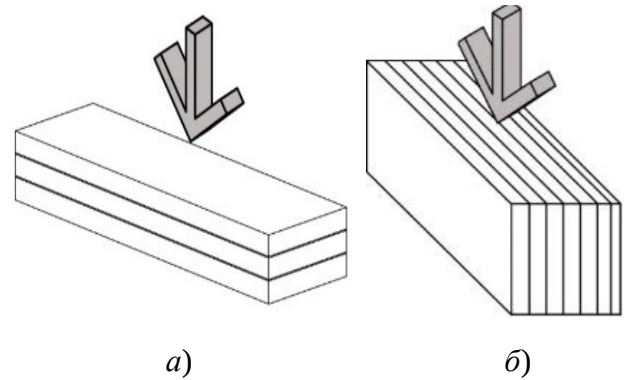


Рис. 1. Иллюстрации схем нагружения при проведении механических испытаний:

а – вдоль направления печати; б – перпендикулярно направлению печати

Fig. 1. Illustrations of loading schemes during mechanical tests:

a – along the printing direction; b – perpendicular to the printing direction

Плотность образцов определялась в соответствии с ГОСТ 24409-80, водопоглощение – по методике, установленной ГОСТ 7025-91.

Результаты

Результаты ТГ/ДСК анализа полимеризованного состава с содержанием 70 масс. % керамического порошка представлены на рис. 2.

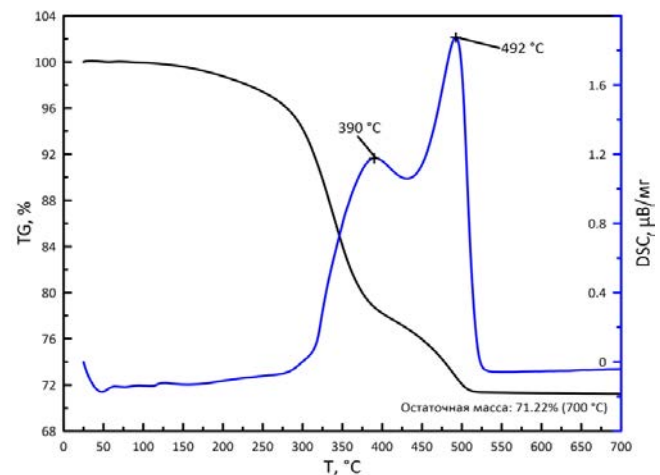


Рис. 2. ТГ/ДСК кривые термического разложения полимеризованной композиции с 70 масс. % порошка ВК-95-1

Fig. 2. TGA/DSC curves of thermal decomposition of a polymerized composition with 70 wt. % powder VTC-95-1

По результатам ТГ/ДСК анализа наблюдалось два экзотермических пика с максимумами в 390 °С и 492 °С. Интенсивное

разложение с потерей массы начинается после 250 °С. После 530 °С потеря массы прекращается, что указывает на то, что разложение связующего завершается до того, как температура достигает 600 °С. Значение остаточной массы ~ 70 % также может указывать на полное разложение полимерного связующего, так как для анализа использовался отвержденный образец, состоящий из 70 масс. % керамического порошка 30 масс. % фотополимерного связующего. Для полного удаления органических компонентов в процессе дебиндинга температурный режим должен учитывать все пики, зафиксированные на ТГ/ДСК-кривой. Расслоение, микротрещины и неравномерно распределённые поры являются типичными дефектами изделий, полученных аддитивными технологиями. Чтобы минимизировать их возникновение, необходимо тщательно подбирать скорость нагрева и выдержки на температурных плато, соответствующих этим пикам.

Для проведения экспериментальных работ по влиянию различных условий дебиндинга и спекания были напечатаны образцы в виде балок (5×5×70 мм.) и цилиндров (10×15 мм) (рис. 3).



Рис. 3. Напечатанные образцы методом 3D DLP печати

Fig. 3. Printed samples by 3D DLP printing

На основе данных ТГ/ДСК-анализа (рис. 2) были сформированы три экспериментальных режима спекания, представленные на рис. 4. Температуры выдержек выбирались с учётом экзотермических пиков (390 °С и 492 °С), при которых, предположительно, происходит максимальное выделение энергии за счёт разложения компонентов фотополимерного связующего. В связи с этим выдержки проводились при промежуточных температурах – 300, 375 и 470 °С. Для каждого режима эти температуры фиксировались. Основные различия между режимами заключаются в скорости нагрева на отдельных участках и общем времени спекания.

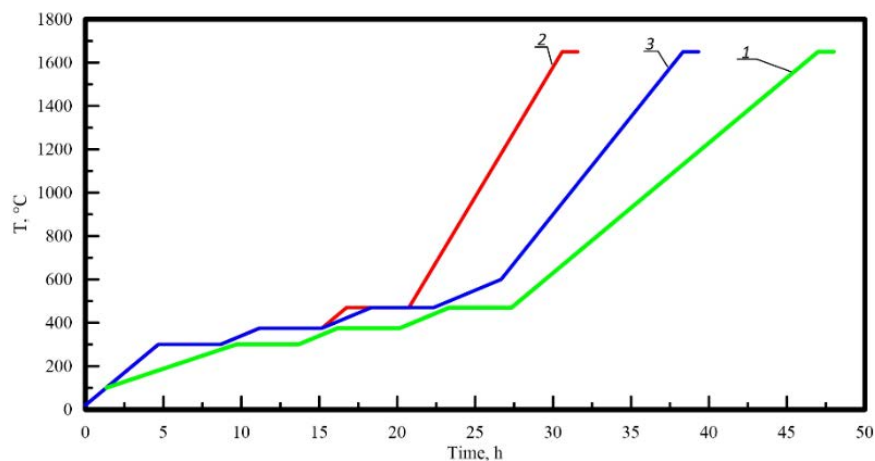


Рис. 4. Разработанные термические режимы дебиндинга и спекания:

1 – режим № 1; 2 – режим № 2; 3 – режим № 3

Fig. 4. Developed temperature regimes for debinding and clinkering:

1 – mode no. 1; 2 – mode no. 2; 3 – mode no. 3

Спекание образцов, полученных методом стереолитографической 3D-печати, изучалось для выявления оптимального режима дебиндинга, который обеспечивал бы отсутствие дефектов.

Режим № 1 (рис. 4) характеризуется медленным ростом температуры 0,4 до 300 °С,

в отличие от режимов № 2 и № 3, где скорость роста была установлена на 1 °С/мин. Медленный рост температуры на этом участке выбран в связи с потребностью в выпаривании влаги, которая может содержаться в образцах.

1. Экспериментальные режимы дебиндинга и спекания

1. Experimental modes of debinding and clinkering

	Режим № 1		Режим № 2		Режим № 3	
$T, ^\circ\text{C}$	$\Delta T, ^\circ\text{C}/\text{min}$	$t_{\text{hold}}, \text{min}$	$\Delta T, ^\circ\text{C}/\text{min}$	$t_{\text{hold}}, \text{min}$	$\Delta T, ^\circ\text{C}/\text{min}$	$t_{\text{hold}}, \text{min}$
300	0,4	240	1	240	1	240
375	0,5	240	0,5	240	0,5	240
470	0,5	240	1	240	0,5	240
600	-	-	-	-	0,5	-
1650	1	60	2	60	1,5	60
25	-4	-	-4	-	-4	-

В результате спекания были получены образцы цилиндрической формы с межслойными трещинами (режимы №2, №3) и без видимых дефектов (режим № 1). Полученные в ходе спекания образцы со структурными дефектами, появившимися при спекании, изображены на рис. 5.

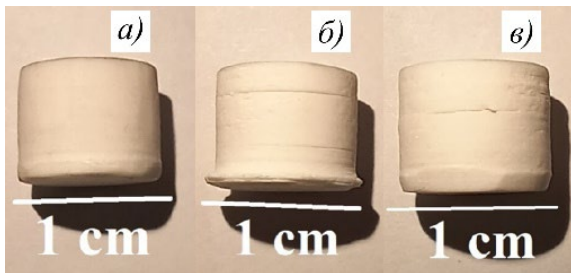


Рис. 5. Образцы цилиндрической формы, полученные при спекании по разработанным режимам:
а – Режим № 1; б – Режим № 2; в – Режим № 3

Fig. 5. Cylindrical shape samples obtained by clinkering according to the developed modes:
a – Mode no. 1; b – Mode no. 2; c – Mode no. 3

На основе полученных результатов установлено, что ключевым фактором, влияющим на формирование дефектов, является скорость нагрева на участке от 25 до 375 $^\circ\text{C}$. В связи с этим для дальнейших исследований механических характеристик, микроструктуры и усадки был выбран режим спекания № 1.

При визуальном контроле образцов в виде балок (рис. 6) не наблюдалось структурных нарушений, в отличие от образцов в форме цилиндров. Данный эффект может быть связан с большей удельной площадью поверхности балок по сравнению с цилиндрами, благодаря чему газообразные продукты сгорания фотополимера выходят из образца более равномерно и по большей поверхности, не оставляя значительных межслойных трещин. Отношение площади поверхности полученных балок к объему –

0,836 мм^{-1} , цилиндров – 0,667 мм^{-1} (различаются на ~ 20 %).



Рис. 6. Образцы в виде балок, полученные при спекании по экспериментальным режимам:
а – Режим № 1; б – Режим № 2; в – Режим № 3

Fig. 6. Samples in the form of beams obtained by clinkering according to experimental modes:
a – Mode no. 1; b – Mode no. 2; c – Mode no. 3

На основании полученных результатов можно сделать вывод, что наиболее подходящим температурным режимом для спекания керамических образцов, полученных методом стереолитографической 3D печати, является режим № 1, поскольку при спекании образцов по данному режиму не были выявлены визуально обнаруживаемые структурные дефекты.

Для проведения дальнейших исследований образцы были подвергнуты термической обработке согласно режиму № 1. По результатам спекания установлено, что линейная усадка вдоль нормалей к оси роста составляла ~ 21 %, в то время как вдоль оси печати – 26 %. Такая анизотропия усадки характерна для изделий, полученных методом стереолитографической 3D-печати [4, 5], и обусловлена неравномерным распределением частиц, особенно в межслойных зонах, где формируется больше отвержденного фотополимера, усиливающего усадку.

Средняя плотность спечённых образцов составила $3,47 \pm 0,02$ г/см³, пористость – 5,71 %, массовое водопоглощение – $0,69 \pm 0,19$ %. Низкое водопоглощение указывает на преобладание закрытых пор в структуре.

Изображения микроструктуры вдоль оси печати представлены на рис. 7. Согласно данным микроскопии (рис. 7), материал имеет классическую зернистую структуру с размером зёрен от 2 до ~ 23 мкм. По всей площади образца наблюдаются поры, формирующиеся в процессе термического удаления связующего за счёт образования каналов для выхода газообразных продуктов. Средний размер пор составляет ~ 5,2 мкм.

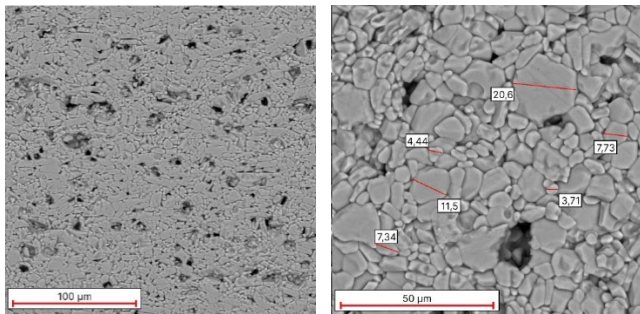


Рис. 7. Изображения микроструктуры спеченного образца

Fig. 7. Images of the microstructure of the sintered sample

Также для оценки качества проведенной термической обработки образцов изделий на предмет содержания остатков полимерного

связующего были проведены исследования элементного состава методом ЭДС-картирования с распределением элементов по составу. Результаты представлены на рис. 8.

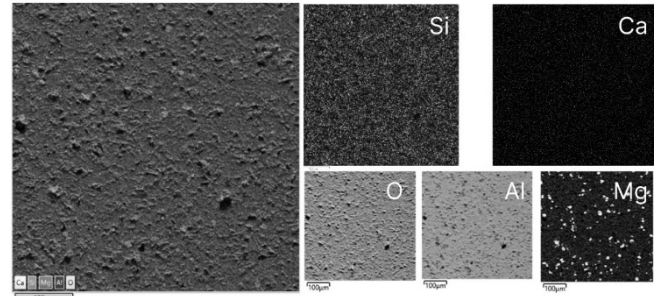


Рис. 8. Результаты ЭДС-картирования спеченного образца

Fig. 8. Results of EMF mapping of the sintered sample

По результатам ЭДС-картирования (рис. 8) не было обнаружено углерода, наличие которого может свидетельствовать о неполном удалении связующего. Также не было выявлено следов фосфорной кислоты, которая входит в состав диспергатора введенного в исходный керамический порошок. Образец характеризуется элементами согласно составу используемого керамического порошка (Al, Mg, Ca, Si).

Графики зависимости «напряжение – деформация» при трёхточечном изгибе были представлены на рис. 9.

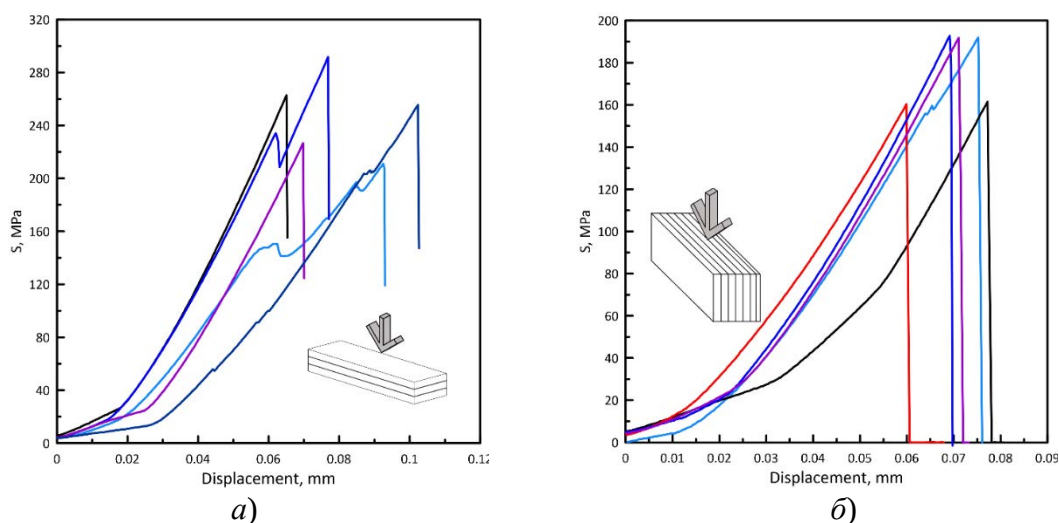


Рис. 9. Кривые «напряжение-деформация» при трёхточечном изгибе:

a – нагрузка по слоям вдоль направления печати; *б* – нагрузка по слоям перпендикулярно направлению печати

Fig. 9. Load-strain curves for three-point bending:

a – the load on the layers along the printing direction; *b* – the load on the layers perpendicular to the printing direction.

Образцы, нагружаемые перпендикулярно направлению слоёв, характеризовались более равномерным ростом нагрузки до момента разрушения (рис. 9, б). В то время как у образцов, нагружаемых вдоль направления слоёв, наблюдались резкие снижения нагрузки, свидетельствующие о неравномерном характере разрушения. Такое поведение, вероятно, было обусловлено особенностями внутренней структуры: при увеличении нагрузки происходило последовательное разрушение отдельных слоёв, что приводило к локальному снижению сопротивления материала.

На основании полученных данных (рис. 9, 10) было установлено, что предел прочности при изгибе для образцов, нагруженных вдоль направления печати, составлял $\sim 250 \pm 30$ МПа. Для образцов, нагружаемых перпендикулярно слоям, среднее значение предела прочности составило $\sim 180 \pm 21$ МПа, что на ~ 30 % ниже. При этом, согласно данным производителя используемой керамической композиции, номинальное значение предела прочности составляет ~ 310 МПа [6].

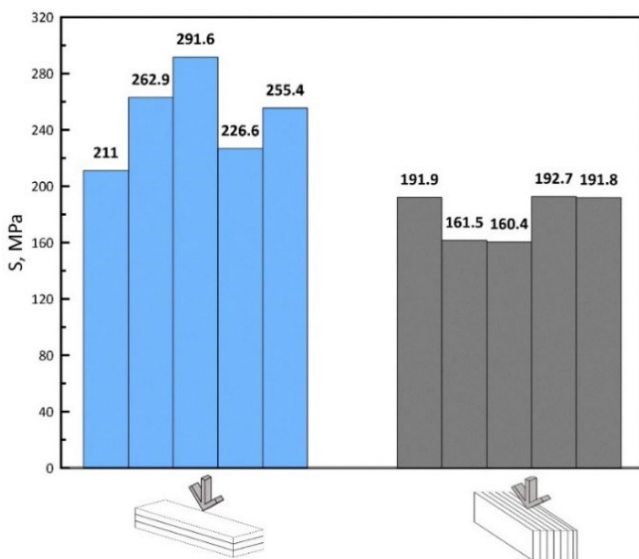


Рис. 10. Результаты испытаний по определению прочности при трёхточечном изгибе для различных групп образцов

Fig. 10. Test results for determining strength at three-point bending for various groups of samples

Исследования твердости полученных керамических образцов проводились по аналогичному принципу, образцы для индентирования располагались в плоскости вдоль и перпендикулярно направлению печати.

В рамках настоящей работы была определена твердость исследуемого материала по Виккерсу, которая составила ~ 850 ед. Данное значение заметно ниже результатов, приведенных в литературных источниках. Например, в работах [7] и [8] сообщается о твердости порядка 2100 и 2200 ед. соответственно, а в работе [9] приводятся значения в диапазоне от 1500 до 1600 ед. Твердость материала, полученного стереолитографической 3D-печатью, может быть ниже из-за неоднородной микроструктуры и остаточной пористости после спекания. Для улучшения свойств может потребоваться оптимизация максимальной температуры и времени спекания.

На основе полученных результатов (рис. 11) можно сделать вывод что среднее значение твердости по Виккерсу не зависит от ориентации образца при 3D печати, так как различие в значениях твердости в зависимости от ориентации составляет 1...2 %. Также можно отметить, что полученные значения твердости ниже, по сравнению с изделиями, полученных из такого же или аналогичного состава керамического порошка согласно классическим технологиям изготовления керамических изделий [10, 11].

Изображения микроструктуры керамического образца после испытания методом трёхточечного изгиба с приложением нагрузки вдоль направления печати представлены на рис. 11.

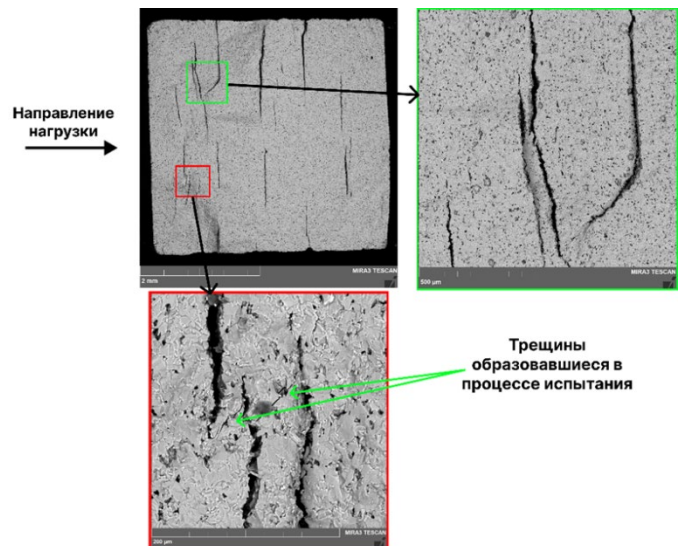


Рис. 11. Изображение микроструктуры спекленного керамического образца после испытания по определению предела прочности при трёхточечном изгибе

Fig. 11. Image of the microstructure of a sintered ceramic sample after a three-point bending strength test

По результатам анализа поверхности структуры разрушенного керамического образца наблюдаются множественные дефекты, вызванные расслоением. Такое количество дефектов скорее всего было образовано в ходе проведения термического удаления фотополимерного связующего. Также стоит отметить, что «слои», которые наблюдаются на рис. 12 не однородны. Наблюдаются слоистые дефекты толщиной от 80 до 300 мкм, в то время как настройки слоя при 3D печати соответствовали толщине 70 мкм, а после спекания происходит усадка до 30...50 мкм.

При исследовании поверхности разрушения керамических образцов, испытанных с приложением нагрузки перпендикулярно направлению печати (рис. 12), не было выявлено характерных отличий по сравнению с характеристиками изломов вышеописанных образцов.

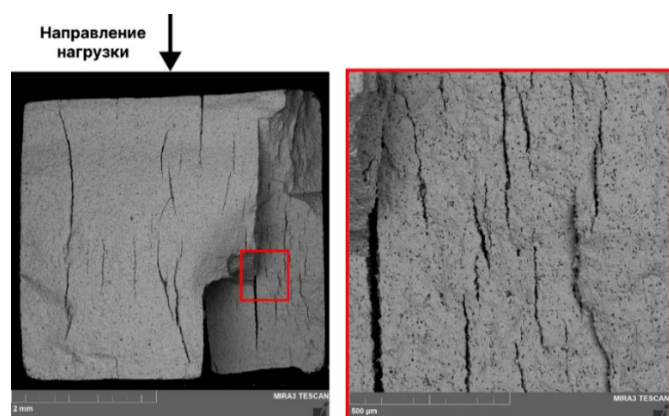


Рис. 12. Изображение микроструктуры поверхности образца после испытания при изгибе

Fig. 12. Image of the microstructure of the sample surface after bending test

По результатам исследования микроструктуры разрушения керамических образцов, полученных методом стереолитографической 3D печати, было выявлено, что все исследуемые образцы характеризовались наличием внутренних дефектов в виде трещин вдоль слоёв. В то же время, согласно результатам исследований механических характеристик образцов, можно предположить, что присутствует значительная межслойная адгезия. В большей степени разрушение образцов характеризовалось хрупкими изломами, при этом разрушение образцов по принципу расслоения встречались реже и не являлись основным типом разрушения.

Выводы

В настоящем исследовании рассмотрена возможность применения метода стереолитографической 3D-печати для формирования геометрии корундовой керамики марки ВК-95-1. На основе термического анализа (ТГ/ДСК) был разработан оптимальный режим удаления связующего и спекания, обеспечивающий минимизацию дефектов и достижение высоких эксплуатационных характеристик полученных изделий.

По результатам экспериментов установлено, что керамические образцы демонстрируют анизотропную усадку: ~ 21 % по направлениям Ox/Oy и ~ 26 % вдоль оси печати (Oz), что характерно для аддитивных технологий послойного формирования. При этом достигнута плотность до 95 % от теоретического значения, а водопоглощение составило 0,69 %, что свидетельствует о преимущественно закрытой пористости.

Согласно результатам микроструктурного анализа установлено, что разработанный режим термообработки обеспечивает полное удаление полимерного связующего и получение спеченной керамики с равномерным распределением зерен по размерам, со средним размером зерна 5,1 мкм. Механические испытания показали, что предел прочности при изгибе варьируется от 160 до 290 МПа, достигая максимальных значений (250 МПа) при нагружении вдоль направления печати. Твёрдость по Виккерсу составила около 850 ед. и не зависела от ориентации образцов. Анализ зон разрушения выявил два типа разрушения – хрупкое и слоистое, обусловленные особенностями межслойной структуры.

Полученные результаты подтверждают применимость рассмотренного аддитивного метода для формирования геометрии изделий корундовой керамики ВК-95

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. **Верхошанский Я.Ю., Ткачев Д.А., Темиргалиев А.И.** Разработка состава на основе корундовой керамики ВК-95 для DLP 3D печати // Южно-Сибирский научный вестник. 2024. № 6 (58). С. 180–189. DOI 10.25699/SSSB.2024.58.6.027. EDN CWQEFB.
2. **Zhang K.** Effects of solid loading on stereolithographic additive manufactured ZrO₂ ceramic: A quantitative defect study by X-ray computed tomography // Ceram. Int. Elsevier BV, 2021. Т. 47, № 17. С. 24353–24359.

3. Патент на изобретение RU:2685211:C2 USA. Жидкая фотополимеризующаяся композиция для лазерной стереолитографии / Гуревич Я.М.

4. Gao Y., Ding J. Low solid loading, low viscosity, high uniform shrinkage ceramic resin for stereolithography based additive manufacturing // Procedia Manuf. Elsevier BV. 2020. Т. 48. С. 749–754.

5. Yu X. Significantly improved sintering shrinkage of heavy calcium carbonate ceramic cores by binder jetting using Al powder additive // Ceram. Int. Elsevier BV, 2024. Т. 50, № 21. С. 40922–40931.

6. ВК 95. 2024. (Электронный ресурс) URL: <https://omegaceramic.ru/vk-95-1/> (дата обращения: 08.04.2025).

7. Патент на изобретение RU:2641683:C1 USA. Способ получения керамических изделий сложной объемной формы / Буяков А.С.

8. Promakhov V. V. On the possibility to fabricate ceramics using fused deposition modeling. 2016.

9. Маликов Е.В., Непочатов Ю.К., Плетнев П.М. Влияние добавок оксидов иттрия и магния на характеристики корундовой бронекерамики // Огнеупоры и техническая керамика. 2013. № 4–5. С. 35–39. EDN UEAYYR.

10. Liu H. H. Effects of MgO and Y2O3 on the microstructure and mechanical properties of Al2O3 ceramics // Key Engineering Materials. 2014. Т. 589. С. 572–577.

11. Jia X. Enhanced thermal shock resistance of Al2O3, MgO castables with MgAl2O4 interfacial layer between aggregate and matrix // Ceram. Int. Elsevier BV, 2024.

corundum ceramics for DLP 3D printing // South Siberian Scientific Bulletin, 2024, no. 6 (58), pp. 180–189. DOI 10.25699/SSSB.2024.58.6.027. EDN CWQEFB.

2. Zhang K. Effects of solid loading on stereolithographic additive manufactured ZrO2 ceramic: A quantitative defect study by X-ray computed tomography // Ceram. pp. 24353–24359.

3. Invention patent RU:2685211:C2 USA. Liquid photopolymerizable composition for laser stereolithography / Gurevich Ya.M.

4. Gao Y., Ding J. Low solid loading, low viscosity, high uniform shrinkage ceramic resin for stereolithography based additive manufacturing // Procedia Manuf. Elsevier BV. 2020. vol. 48. pp. 749–754.

5. Yu X. Significantly improved sintering shrinkage of heavy calcium no. 21. pp. 40922–40931.

6. VTC 95. 2024. (Electronic resource) URL: <https://omegaceramic.ru/vk-95-1/> / (date of access: 04/08/2025).

7. Invention patent RU:2641683:C1 USA. The method of obtaining ceramic products of complex volumetric shape / Buyakov A.S.

8. Promakhov V. V. On the possibility to fabricate ceramics using fused deposition modeling. 2016.

9. Malikov E.V., Nepochatov Yu.K., Pletnev P.M. The effect of additives of yttrium and magnesium oxides on the characteristics of corundum armored ceramics // Refractories and technical ceramics, 2013, no. 4–5. pp. 35–39. EDN UEAYYR.

10. Liu H. H. Effects of MgO and Y2O3 on the microstructure and mechanical properties of Al2O3 ceramics // Key Engineering Materials. 2014. vol. 589. pp. 572–577.

11. Jia X. Enhanced thermal shock resistance of Al2O3, MgO castables with MgAl2O4 interfacial layer between aggregate and matrix // Ceram. Int. Elsevier BV, 2024.

REFERENCES

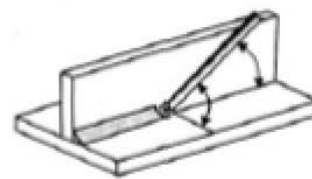
1. Verkhoshansky Ya.Yu., Tkachev D.A., Temirgaliev A.I. Development of a composition based on VTC-95

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 19.04.2025; одобрена после рецензирования 19.05.2025; принята к публикации 31.07.2025.

The article was submitted 19.04.2025; approved after reviewing 19.05.2025; assepted for publication 31.07.2025.



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. №10 (172). С. 12-22.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. №10 (172). P. 12-22.

Научная статья
УДК 621.791.725.053:669.14
doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-12-22

Особенности формирования сварного шва при лазерной сварке листовой стали 09Г2С

Борис Николаевич Гузанов¹, д.т.н.

Сергей Вадимович Анахов², д.т.н.

Николай Сергеевич Мичуров³, ст. преподаватель

Дамир Харасович Билалов⁴, к.т.н.

^{1, 2, 4} Уральский государственный педагогический университет,
институт инженерно-педагогического образования, Екатеринбург, Россия

³ Уральский институт государственной противопожарной службы МЧС России, Екатеринбург, Россия

¹ guzanov_bn@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0001-5698-0018>

² s_anakhov@yahoo.com, <https://orcid.org/0000-0003-1460-6305>

³ n.michurov@ya.ru, <https://orcid.org/0000-0003-1775-6181>

⁴ master_ddd@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-4336-5339>

Аннотация. Приведены исследования особенностей формирования структуры и свойств неразъёмных соединений при лазерной сварке листовой стали 09Г2С, полученных после узкоструйной плазменной резки новым плазмотроном типа ПМВР-5.3 без дополнительной механической обработки разделочных швов. Более эффективная работа системы газодинамической стабилизации плазменной дуги данного плазмотрона способствует повышению качества реза, и, как следствие, увеличению коэффициентов поглощения излучения, проплавления и эффективности лазерной сварки. Показано, что при сварке углекислотным лазером происходит формирование сварного соединения с характерной для «кинжального» формой и структурой, состоящей из зоны сварного шва и прилегающей к нему зоны термического влияния (ЗТВ) по обе стороны от центральной оси шва. При этом, ЗТВ по структуре неоднородна и состоит из двух подзон – перегрева и нормализации. В зоне сварного шва отмечается повышение твёрдости основного металла, причем само распределение является симметричным по отношению к оси шва и полностью отражает расположение и протяженность зон кристаллизации и термического влияния в соответствии с данными металлографического анализа. При этом максимальное значение микротвёрдости наблюдается вблизи оси шва, где при кристаллизации образуется мелкодисперсная структура по типу троостита. Показано, что разработанная комплексная технология резки и сварки не изменяет химический состав стали в зоне сварного шва. По результатам механических испытаний сделаны выводы о повышении прочности примерно на 30...35 % и ударной вязкости при некотором снижении пластичности сварных соединений, а также об отсутствии микротрещин, непроваров и вытягивания металла при растяжении по границам сварного шва, что свидетельствует о высоком качестве лазерной сварки по предложенной технологии.

Ключевые слова: лазерная сварка, плазменная резка, конструкционная сталь, сварной шов, зона термического влияния, структурные превращения, дефекты, качество, эффективность

Для цитирования: Гузанов Б.Н., Анахов С.В., Мичуров Н.С., Билалов Д.Х. Особенности формирования сварного шва при лазерной сварке листовой стали 09Г2С // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 12–22. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-12-22

Special features of weld formation for laser welding of sheet steel 09mn2si

Boris N. Guzanov¹, D.Eng.

Sergey V. Anakhov², D.Eng.

Nikolay S. Michurov³, Senior lecturer

Damir K. Bilalov⁴, PhD Eng.

^{1, 2, 4} Ural State Pedagogical University, Institute of Engineering and Pedagogical Education, Yekaterinburg, Russia

³ Ural Institute of the State Fire Service of the Ministry of Emergency Situations of Russia, Yekaterinburg, Russia

¹ guzanov_bn@mail.ru

² s_anakhov@yahoo.com

³ n.michurov@ya.ru

⁴ master_ddd@mail.ru

Abstract. Studies of special features for the formation of the structure and permanent joints properties during laser welding of 09mn2si sheet steel obtained after narrow-stream plasma cutting with a new PMVR-5.3 type plasma torch without additional machining of the gouging welds are presented. More efficient operation of the gas dynamic stabilization system for PTA of this plasma torch improves the cutting quality and, as a result, increases the absorption coefficients of radiation, penetration and laser welding performance. It is shown that a carbon dioxide laser welding contributes to a weld joint formation having a «dagger» shape and structure with a weld zone and an adjacent heat-affected zone (HAZ) on both sides of the CLW. At the same time, HAZ is heterogeneous in structure and consists of two subzones – overheating and normalization. In the weld zone, an increase in the hardness of the base metal is noted, and the distribution itself is symmetrical with respect to the CLW and fully reflects the location and extent of the crystallization and heat-affected zones in accordance with the data of metallographic analysis. In this case, the maximum value of microhardness is observed near the CLW, where a finely dispersed troostite-type structure is formed during crystallization. It is shown that the developed complex cutting and welding technology does not change the chemical composition of the steel in the weld vicinity. Based on the results of mechanical tests, conclusions were drawn about an increase in strength by about 30...35 % and impact strength with a slight decrease in the ductility of weld-in connections, as well as the absence of microcracks, unwelded spots and stretching of metal when stripping along fusion lines, which proves high quality of laser welding using the proposed technology.

Keywords: laser welding, plasma cutting, structural steel, weld, heat-affected zone (HAZ), structural transformations, defects, quality, efficiency

For citation: Guzanov B.N., Anakhov S.V., Michurov N.S., Bilalov D.K. Special features of weld formation for laser welding of sheet steel 09mn2si / Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 12–22. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-12-22

Введение

Производство сварных соединений – одна из наиболее востребованных технологий в современном машиностроении, востребованная как при изготовлении новой продукции, так и при ремонтных работах [1, 2]. Как правило, данная технология включает в себя предварительную резку металлопроката и металлоизделий с их последующей сваркой. В настоящее время для этих целей можно использовать большое число как высокоэнергетических (плазменные, лазерные, газовые, электронно-лучевые, гидроабразивные), так и иных способов и методов разделки и сварки. Зачастую, на крупном предприятии может быть в наличии широкий спектр подобного оборудования, что ставит перед производителем непростую задачу выбора оптимального сочетания процессов и технологий, позволяющего получить при наименьших затратах наилучшее качество

неразъёмного соединения с наименьшими изменениями в структуре сварного шва и зоне термического влияния при соблюдении требуемых свойств изготовленной металлоконструкции [3].

Опираясь на современный опыт применения упомянутых технологий, можно сделать вывод о наиболее широком применении плазменных методов для разделки металлопроката и о всё более возрастающей роли лазерных технологий во всех сферах машиностроительного производства [4, 5]. В этой связи, целесообразно рассмотреть одну из, вероятно, наиболее эффективных комплексных технологий производства сварных соединений, включающую в себя плазменную разделку металла под сварку с последующей лазерной сваркой полученных элементов соединения. Актуальность рассмотрения данной технологии связана с решением проблемы дополнительной механической обработки разделочных швов после плазменной

резки с применением узкоструйной плазменной технологии, позволяющей не только улучшить качество разделки, но и способствовать увеличению коэффициентов поглощения излучения, проплавления и эффективности лазерной сварки.

Технологии и постановка задачи исследования

Особенностью лазерной обработки материалов является локальный характер теплового воздействия, минимальная термическая деформация, высокие скорости нагрева и охлаждения, высокая точность и качество сварного шва при минимальной зоне термического влияния, что, в целом, обеспечивает возможность получения качественных сварных швов для широкой номенклатуры различных металлических материалов. В то же время, рассматривая применение лазерных технологий обработки металлических материалов как замену традиционных способов сварки плавлением, необходимо в полной мере оценивать некоторые особенности лучевого нагрева и проплавления поверхности кромок соединяемых заготовок.

В первую очередь, необходимо принимать во внимание низкое значение КПД данного процесса, так как результативность лучевой обработки, во многом, зависит от отражающих характеристик поверхности свариваемых металлов. На практике известны различные способы повышения коэффициента поглощения и, соответственно, коэффициента проплавления, что существенно влияет на эффективность и качество лазерной сварки. Как показано в работе [6], коэффициент поглощения зависит от свойств материала, качества и

способа обработки поверхности кромок, что, в свою очередь, определяет разную степень шероховатости реза, форму и ширину зазора при выполнении стыковых соединений листовых материалов.

Так, проведённые комплексные исследования, выполненные авторами [7, 8], по изучению соотношения между коэффициентом поглощения и качеством поверхности кромки реза заготовок показали заметное повышение уровня отраженного излучения на более шероховатых поверхностях по сравнению с относительно гладкими. В этой связи, весьма важно при организации лазерной сварки учитывать относительную степень шероховатости поверхности реза, получаемую при раскрое листа в процессе заготовительных операций, так как она может иметь разную геометрию и изменяться в довольно широких пределах в зависимости от способа обработки.

Проведённые авторами сравнительные комплексные исследования по оценке качества реза металлических материалов с применением высокоэнергетических технологий разделки для производства сварных соединений позволили сделать вывод, что наилучшие результаты по всем нормируемым показателям качества термически разрезанных металлов были получены при использовании узкоструйной воздушно-плазменной резки с применением плазматрона ПМВР-5.3 (оригинальная разработка ООО НПО «Полигон») [9, 10]. Для количественного обоснования валидности полученных экспериментальных данных было проведено исследование параметров микрорельефа поверхности с помощью измерителя шероховатости TR 200 для различных способов высокоэнергетической резки (табл. 1).

1. Сравнение средних показателей шероховатости реза при различных способах разделки

1. Comparison of the average roughness of the cut under different cutting methods

Образец	Оборудование	Ra, мкм	Rz, мкм	Rt, мкм
1	Воздушно-плазменная резка (плазматрон YK200H, HUAYUANFLG-400HD, КНР)	3,30	13,57	16,12
2	Воздушно-плазменная резка (плазматрон ПМВР-5.3, ООО НПО «Полигон», РФ)	2,37	2,87	28,48
3	Газокислородная резка (резак Longteng L32/250 модель D198-2TFG с контроллером высоты CHC-200F)	3,08	15,08	18,29
4	Лазерная резка (Trumpf Trulaser 5030 Classic CO ₂)	14,00	16,46	41,02
5	Гидроабразивная резка (SAMEG3020 ABSX)	5,28	33,39	41,27

Из таблицы видно, что по геометрическим параметрам профиля и шероховатости поверхности реза наиболее приемлемой можно считать резку с использованием плазмотрона ПМВР-5.3, имеющего оригинальную систему газовыхревой стабилизации плазменной дуги, что позволяет его рассматривать как наиболее конкурентоспособную разработку по отношению к зарубежным плазменным устройствам подобного класса. Эти выводы убедительно подтверждают авторы в работе [11], где было показано, что увеличение глубины проплавления с формированием качественного сварного шва при лазерной обработке было получено на уровне шероховатости реза $Rz \sim 2,0...6,3$ мкм, при которой достигается максимальное увеличение коэффициента поглощения на поверхности свариваемых кромок. При дальнейшем увеличении шероховатости возрастает зазор между сопрягаемыми свариваемыми пластинами, и значительная часть лазерного луча

«проваливается» сквозь зазор, что уменьшает коэффициент поглощения, снижая качество и повышая дефектность сварного шва.

В связи с изложенным, целью данной работы явилось исследование особенностей формирования сварного шва при лазерной сварке листовой низколегированной стали с использованием для раскроя узкоструйной технологии воздушно-плазменной резки с помощью плазмотрона ПМВР-5.3 без дополнительной механической обработки разделочных швов.

Материалы и методы исследования

Исследования сварного шва после лазерной сварки были проведены на листовом прокате ферритно-перлитной стали толщиной 10 мм, химический состав которой приведён в табл. 2.

2. Химический состав исследуемой стали, %

2. Chemical composition of the steel under study, %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Al
0,091	0,54	1,33	0,026	0,0077	0,094	0,158	0,026	0,016
Cu	Co	Ti	Nb	V	W	Pb	Mg	B
0,143	0,020	< 0,0010	< 0,0040	0,0029	0,0016	0,0096	< 0,0010	0,0016
Sn	Zn	As	Bi	Ca	Ce	Zr	La	Fe
0,0088	< 0,0020	0,015	0,012	0,0010	< 0,0030	0,0036	< 0,0010	97,5

Сравнительная оценка приведённых результатов химического анализа с требованиями ГОСТ 19281-2014 показала, что исследуемые образцы могут быть идентифицированы как сталь 09Г2С, массовая доля основных химических элементов которой находится в пределах допуска для листового горячекатаного проката.

Сварку образцов проводили в стык в специальной струбине после плазменной резки без механической обработки поверхностей кромки реза с использованием углекислотного лазерного комплекса Trumpf Lasercell 1005 мощностью 5 кВт при скорости перемещения луча $v_{св} = 0,021$ м/с и скорости подачи присадочной проволоки СВ-08Г2С $v_{п} = 320$ м/час.

Химический состав определяли на стационарном спектрометре анализа металлов и сплавов SPECTROMAX. Анализ микроструктуры проводили на металлографическом микроскопе Neophot 21 и сканирующем электронном микроскопе Tescan Vega II XMU с рентгеновским энергодисперсионным микроанализатором INCA ENERGY 450. Микротвёрдость пошагово измеряли на приборе ПМТ-3 в поперечном сечении шва в его центральной части с интервалом 0,5 мм при нагрузке 0,5 Н. Испытания сварных соединений на статическое растяжение проводили на универсальной испытательной машине Zwick 250 при комнатной температуре. Для этих испытаний изготавливали образцы по ГОСТ 1497-84, вырезанные вдоль и поперёк сварного соединения с расположением

сварного шва посередине рабочей части образцов. Испытания на ударную вязкость проводили на маятниковом копре МК30 при комнатной температуре на образцах, вырезанных также вдоль и поперёк сварного соединения с расположением сварного шва посередине рабочей части образцов и изготовленных в соответствии с ГОСТ 9454-78. Ультразвуковой контроль дефектов сплошности сварного шва был выполнен с использованием ультразвукового дефектоскопа УД2-70, а величину зерна определяли в соответствии с ГОСТ 5639-82 методом подсчета пересечения границ.

Результаты исследования

В исходном состоянии сталь 09Г2С после нормализации имеет типичную ферритно-перлитную структуру со скрытопластинчатым перлитом (межплоскостное расстояние $\sim 0,3$ мкм) и размером зерна примерно 10...12 мкм при соотношении перлитной и ферритной фаз. Полученное сварное соединение состоит из зоны сварного шва (СШ) и прилегающей к нему зоны термического влияния (ЗТВ) по обе стороны от центральной оси шва, где металл во время сварки нагревается, но не плавится. При этом, ЗТВ по структуре неоднородна и состоит из двух подзон, которые также можно обозначить как зона перегрева (ЗП) и зона нормализации (ЗН). Макроструктура сварного шва приведена на рис. 1.

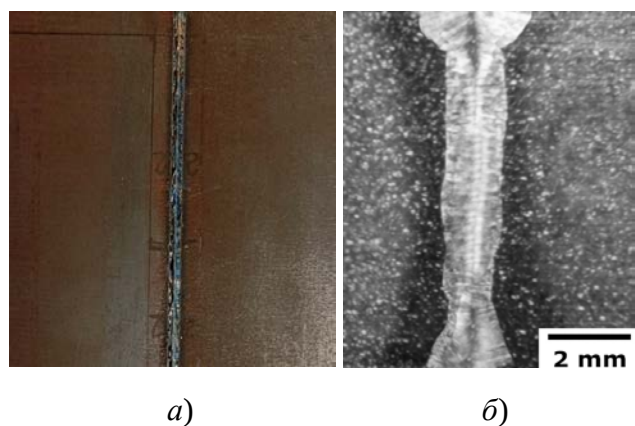


Рис. 1. Внешний вид сварного соединения (а) и его поперечный макрошлиф (б)

Fig. 1. The appearance of the weld (a) and its section (b)

Анализ макроструктуры показывает, что ширина зоны СШ по высоте неодинакова и имеет большую ширину в верхней части, где она равна $\sim 1,7$ мкм, и примерно 1,2 мм в нижней части СШ. При этом ЗТВ по ширине везде примерно одинакова и не превышает 1,4 мм. Подобная неравномерность по ширине в верхней и нижней части СШ является особенностью так называемого «кинжального» проплавления, при котором формируется глубокий сварной шов с верхней «грибовидной» частью (рис. 1, б). Как показано в работе [12], СШ в этом случае образуется за счёт испарения материала и образования плазмы на поверхности. В результате, высокие температуры и давление паров обуславливают расширение верхней части СШ по сравнению с его нижней частью, формирующей самым подобную форму проплавленного соединения.

Особо следует заметить, что высокоэнергетические процессы при лазерной сварке способствуют возникновению значительного перепада температур (от температуры плавления стали вплоть до комнатной) на относительно узком участке по обе стороны от центральной оси шва. В результате происходящих здесь металлургических процессов происходят определённые структурные превращения, изменяющие морфологию и соотношение ферритных и перлитных фаз в зонах СШ и ЗТВ. Особенности структурообразования в этом случае, обусловленные температурным воздействием лазерного луча, в сильной степени зависят как от параметров режима сварки, так и вида свариваемого материала. В частности, быстрый нагрев и высокая скорость охлаждения металла в процессе лазерной сварки, как показано в работе [13], могут оказать значительное влияние на кинетику кристаллизации в зоне переплава и размер ЗТВ.

Результаты исследования микроструктуры СШ после лазерной сварки низколегированной малоуглеродистой стали 09Г2С представлены на рис. 2 при различной кратности увеличения.

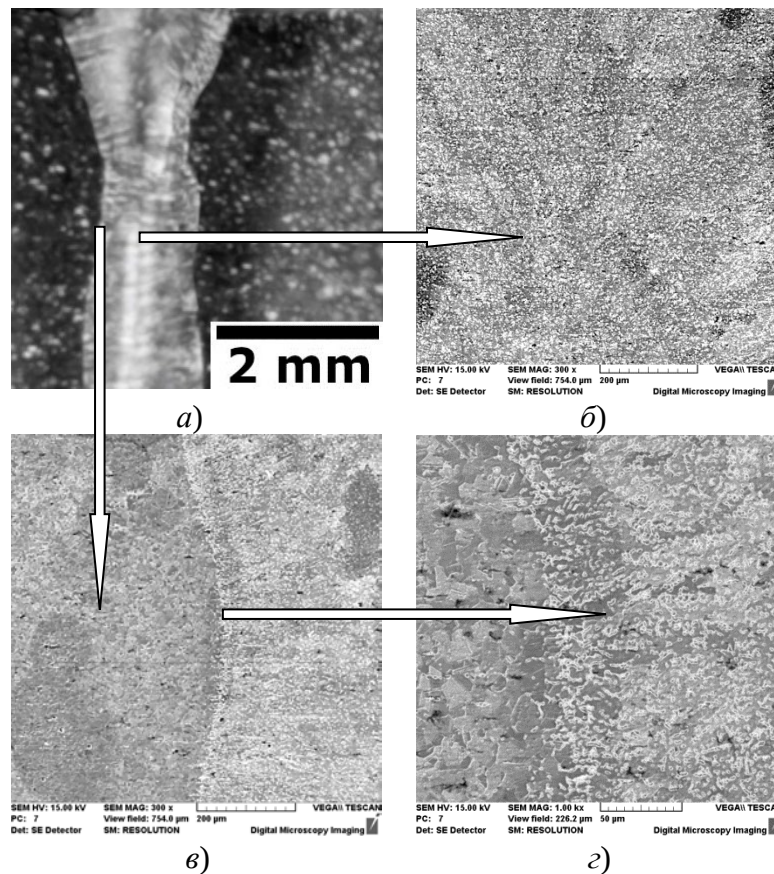


Рис. 2. Структура сварного шва в поперечном сечении соединённых пластин из стали 09Г2С:
a – макрошлиф; *b* – центр; *в*, *г* – ЗТВ

Fig. 2. The structure of the weld in the cross-section of the connected plates made of steel 09mn2si:
a – macrosection; *b* – center; *c*, *d* – HAZ

В структуре СШ после лазерной сварки можно выделить несколько характерных зон, которые сформировались практически идентично в обе стороны от осевой линии шва в процессе первичной кристаллизации из расплава и термического влияния перегретого металла. Следует заметить, что в ЗТВ можно выделить отдельные участки, которые иллюстрируют зону перегрева, образовавшуюся в результате контакта основного металла с расплавом и зону нормализации, в которой металл претерпевает полную фазовую перекристаллизацию. Зона сплавления образована дендритами, ориентированными к центру шва (рис. 2, *a*). На месте стыка дендритов в центральной части шва образовалась мелкодисперсная ферритокарбидная смесь по типу троостита (рис. 2, *b*), которая визуализируется по всей длине сварного соединения.

На границе сплавления с основным металлом из-за быстрого отвода тепла образуется

множество зародышей кристаллов, составляющих переходную зону. Она состоит из мелких равноосных кристаллов (рис. 2, *в*), на основе которых развивается дальнейшая кристаллизация за счет образования и роста дендритов в направлении центра шва. Зона перегрева располагается на границе с зоной расплавленного металла, но не подвергалась плавлению. Для этой зоны характерна крупнозернистая ферритно-перлитная структура с ферритом по типу видманштетта, иглы которого прорастают от границы сплавления вглубь основного металла (рис. 2, *г*). Эта зона заканчивается довольно узким по ширине участком нормализации с мелкозернистой ферритно-перлитной структурой, что свидетельствует о полной фазовой перекристаллизации зерна исходной стали.

Подобное строение СШ, которое сформировалось после лазерной обработки, можно назвать зеркальным, так как оно практически

одинаково по всем структурным показателям и ширине зон относительно центральной линии шва. В результате, исследование микротвёрдости по сечению СШ (рис. 3) показало, что она

имеет свои особенности и значительно отличается по величине от показателей твёрдости основного металла.

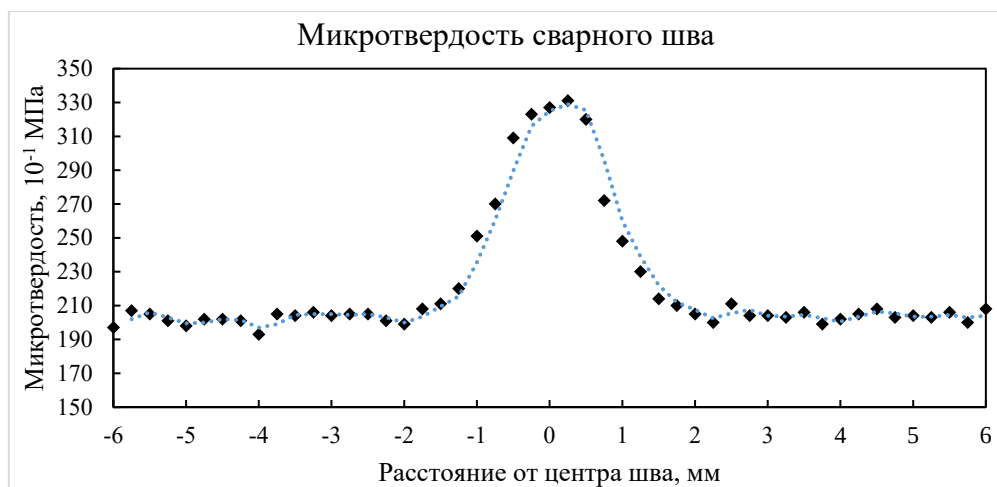


Рис. 3. Распределение значений микротвёрдости по ширине сварного шва, полученного лазерной сваркой, стали 09Г2С

Fig. 3. Distribution of microhardness values over the width of the weld obtained by laser welding of steel 09mn2si

Из графика видно, что в зоне сварного шва отмечается повышение твёрдости основного металла, причем само распределение является симметричным по отношению к оси шва и полностью отражает расположение и протяженность зон кристаллизации и термического влияния в соответствии с данными металлографического анализа. Следует заметить, что максимальное значение микротвёрдости наблюдается вблизи оси шва, где образовалась при

кристаллизации мелкодисперсная структура по типу троостита.

Весьма важным следует считать, что разработанная комплексная технология резки и сварки не изменяет химический состав стали в зоне сварного шва. Так, микроанализ на разных участках сварного шва (рис. 4) показал, что его элементный состав по основным компонентам стали практически не отличается от состава свариваемых пластин.

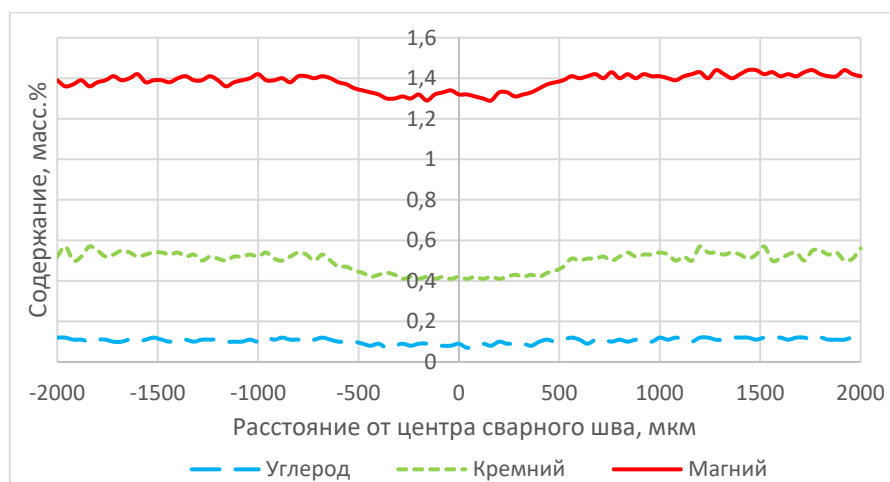


Рис. 4. Распределение легирующих элементов и углерода по ширине СШ на стали 09Г2С

Fig. 4. Distribution of alloying elements and carbon along the width of the weld on steel 09mn2si

Исследование механических свойств было выполнено на растяжение при комнатной температуре на образцах с разным расположением СШ. Для одних образцов зона сварки была в поперечном сечении посередине расчетной длины образца, а для других – вдоль продольной оси. Внешний вид разрушенных

образцов (рис. 5) позволил выявить, что при практически одинаковом химическом составе СШ и основного металла в зависимости от расположения сварного соединения разрушение произошло в различных участках по длине образцов.



Рис. 5. Внешний вид образцов после разрушения. Расположение шва:
a – поперечное; *б* – продольное

Fig. 5. The appearance of the samples after destruction. Weld location:
a – transverse; *b* – longitudinal

При поперечном расположении СШ разрушение произошло по основному металлу, что свидетельствует о большей прочности сварного шва. При продольном расположении СШ разрушение произошло обычным образом ближе к центру расчетной линии образца.

Результаты растровой электронной микроскопии показали, что разрушение произошло путём среза в обоих случаях расположения СШ и характеризует вязкое разрушение материала (рис. 6).

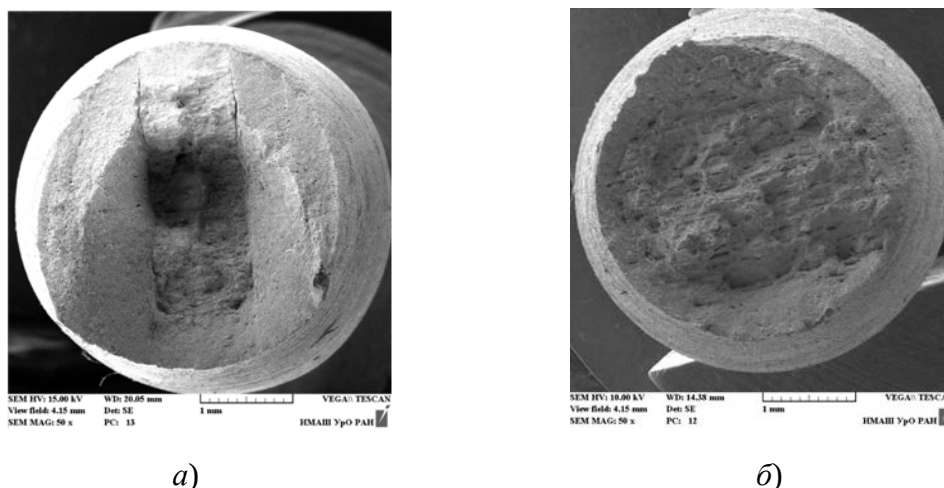


Рис. 6. Характер разрушения в зависимости от расположения СШ:
a – продольного; *б* – поперечного

Fig. 6. The nature of the fracture depending on the location of the weld:
a – longitudinal; *b* – transverse

Особо следует заметить, что по границам СШ (рис. 6, *a*) образование микротрещин, непроваров и вытягивание металла при растяжении не обнаружено, что свидетельствует о высоком качестве лазерной сварки по предложенной технологии.

Диаграммы растяжения исследуемых образцов представлены на рис. 7. Видно, что в зависимости от расположения СШ диаграммы имеют свои особенности.

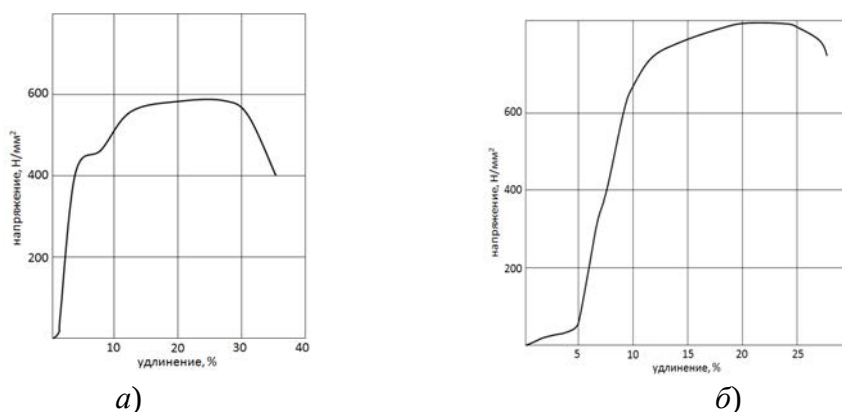


Рис. 7. Диаграммы растяжения стали 09Г2С в зависимости от расположения СШ:
а – поперечное; б – продольное

Fig. 7. Stripping diagrams of steel 09mn2si depending on the location of the weld:
a – transverse; b – longitudinal

Так, при поперечном расположении СШ разрушение произошло по основному металлу стали и на диаграмме присутствует небольшая площадка текучести, что характерно для малоуглеродистых низколегированных сталей при комнатной температуре испытаний (рис. 7, а) [14]. При продольном расположении шва образец можно рассматривать как композиционный материал, в сечении которого в структуре исходной стали присутствует искусственная вставка, но с принципиально другой кристаллической структурой, составляющая примерно 20 % в полном объеме расчётной длины образца. В ряде работ отмечается, что при испытаниях обнаруживается достаточно высокая прочность зон сварного соединения по сравнению с основным металлом, прирост которой авторы объясняют высокой скоростью сварки и, как следствие, высокими скоростями кристаллизации металла сварочной ванны, в результате чего возникает мелкая, часто

нанодисперсная микроструктура [6, 15]. Всё это привело к повышению прочности образцов примерно на 30...35 % при некотором снижении пластичности (рис. 7, б).

Выполненные расчёты показали, что в зависимости от полученных значений прочностных свойств испытанных образцов предел прочности зоны сварного соединения может соответствовать величине не менее $\sigma_b \sim 960$ МПа. В результате суммарный вклад от двух составляющих структур в зависимости от объёмной доли каждой обеспечил интегральную прочность, данные которой приведены в табл. 3. Там же приведены результаты испытания образцов на ударную вязкость. Они в сравнении показали более высокую работу разрушения образцов с надрезом как в самом поперечном СШ, так в ещё большей степени при наличии продольного расположения шва (рис. 8).

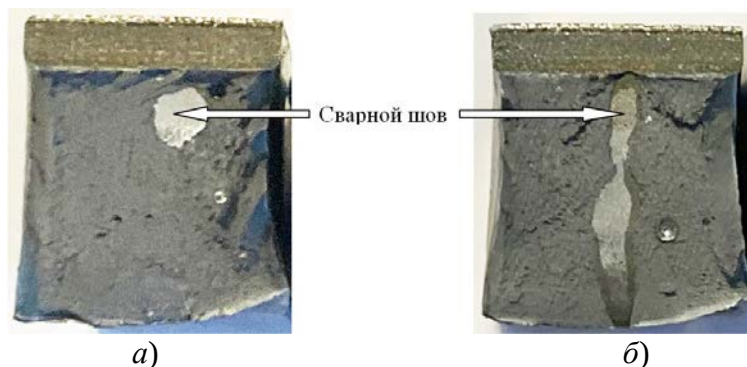


Рис. 8. Разрушенные образцы после ударных испытаний. Расположение шва:
а – поперечное; б – продольное

Fig. 8. Destroyed samples after impact tests. Seam location:
a – transverse; b – longitudinal

При общем повышении значений ударной вязкости при наличии в изломе структуры СШ величина работы разрушения

определяется объёмной долей этой структуры, отображаемой визуально на поверхности излома.

3. Результаты механических испытаний

3. Results of mechanical tests

Образец	KCU, кДж/см ² (кгс·м/см ²)	σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ , %
ГОСТ 19282-73	> 64 (6,5)	> 490	> 345	> 21
Исходный материал	68 (6,8)	580	440	28
Поперечное расположение СШ	77 (7,8)	590	467	25
Продольное расположение СШ	135 (13,8)	800	784	20

Закключение

Результаты исследования позволяют сделать вывод об эффективности предложенной комплексной технологии производства сварных соединений из стали 09Г2С с применением прецизионной узкоструйной воздушно-плазменной резки без дополнительной механической обработки разделочных швов с последующей сваркой углекислотным лазером непрерывного действия. Внедрение новой системы газодинамической стабилизации плазменной дуги в применённом плазмотроне ПМВР-5.3 способствует повышению качества реза, и, как следствие, увеличению коэффициентов поглощения излучения, проплавления и эффективности лазерной сварки. О высоком качестве сварного соединения свидетельствуют его симметричная форма и малые размеры, отсутствие изменений химического состава стали в зоне сварного шва, а также повышение микротвёрдости, прочности и ударной вязкости при отсутствии микротрещин, непроваров и вытягивания металла при растяжении по границам сварного шва.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Ленчик И.В., Родионова И.Н., Горохов А.Н. Проблемы и перспективы развития сварочного производства в России // Современные материалы, техника и технологии. 2016. № 1 (4). С. 134–137.
2. Горшкова О.О. Новые технологии в сварочном производстве // Современные наукоёмкие технологии. 2021. № 2. С. 14–18.
3. Юсупов Б.Д., Садуллаев З.Ш. Формирование состава и структуры металла шва и околошовной зоны при сварке плавлением // Экономика и социум. 2024. № 12 (127). С. 1–11.

4. Игнатов А.Г., Козлов А.В., Скрипченко В.И. Лазерная сварка со сквозным проплавлением сталей различных классов // Автоматическая сварка. 1987. № 9. С. 26–29.
5. Соколов М.А., Салминен А. Повышение эффективности сварки лазерным лучом // Инженерия. 2014. № 6. С. 559–571.
6. Соколов М.А., Салминен А. Влияние качества поверхности кромки соединения на эффективность лазерной сварки низколегированных сталей // Автоматическая сварка. 2013. № 2. С. 49–53.
7. Riccardi G., Cantello M. Laser material interactions: Fbsorption coefficient in welding and surface treatment // CIRP Annals – Manufacturing Technology. 1994. V. 1. Pp. 171–175.
8. Sokolov M.A., Salminen A. Experimental investigation of the influence of edge morphology in high power fiber laser welding // Physics Procedia. 2012. V. 39. Pp. 33–42.
9. Анахов С.В., Гузанов Б.Н., Матушкин А.В. Исследование эффективности применения нового устройства для воздушно-плазменной резки листовой легированной стали // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение. 2022. № 4. С. 67–77.
10. Анахов С.В., Гузанов Б.Н., Матушкин А.В. Разработка оборудования и технологии прецизионной воздушно-плазменной резки толстолистовой стали // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2022. Т. 65. № 1. С. 38–47.
11. Sokolov M.A., Salminen A., Somonov V.V., Kaplan A.F. Laser welding of structural steels: Influence of edge roughness level // Optics & Laser Technology. 2012. V. 44 (7). Pp. 2064–2071.
12. Баранов Д.А., Паркин А.А., Жаткин С.С. Особенности формирования сварного шва жаропрочного сплава ХН45ВМТЮБР в зависимости от режимов лазерной сварки // Известия Самарского НЦ РАН. 2018. Т. 20. № 4 (2). С. 170–176.
13. Колубаев В.А., Сизова О.В., Колубаев Е.А. Особенности структуры сварного шва при лазерной сварке конструкционной стали 09Г2СЧ // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). 2018. Т. 20. № 3. С. 123–133.

14. **Ломакин Е.В., Мельшанов А.Ф.** Поведение малоуглеродистых сталей при растяжении // Известия АН СССР. МТТ. 1971. № 4. С. 150–158.

15. **Игнатов А.Г.** Лазерная сварка сталей мощными CO₂ лазерами. Часть 2. // Фотоника. 2009. № 3. С. 22–24.

REFERENCES

1. **Lenchik I.V., Rodionova I.N., Gorokhov A.N.** Problems and prospects of welding production in Russia // Modern materials, equipment and technologies. 2016. no. 1 (4). P. 134–137.

2. **Gorshkova O.O.** New technologies in welding production // Modern high-tech technologies. 2021. no. 2. P. 14–18.

3. **Yusupov B.D., Sadullaev Z.Sh.** Formation of the composition and structure of the weld metal and surface zone during function welding // Economics and Society. 2024. no. 12 (127). P. 1–11

4. **Ignatov A.G., Kozlov A.V., Skripchenko V.I.** Laser welding with through penetration for steels of various classes // Automatic welding. 1987. no. 9. P. 26–29.

5. **Sokolov M.A., Salminen A.** Improving laser beam welding efficiency // Engineering. 2014. no. 6, pp.559–571.

6. **Sokolov M.A., Salminen A.** Laser welding of low alloyed steels: influence of edge preparation // Automatic welding. 2013. no. 2. pp. 49–53.

7. **Riccardi G., Cantello M.** Laser material interactions: Fbsorption coefficient in welding and surface treatment // CIRP Annals. Manufacturing Technology. 1994. V. 1. P. 171–175.

8. **Sokolov M.A., Salminen A.** Experimental investigation of the influence of edge morphology in high power fiber laser welding // Physics Procedia. 2012. V. 39. P. 33–42.

9. **Anakhov S.V., Guzanov B.N., Matushkin A.V.** Development of equipment and technology for precision air-plasma cutting of plate steel // Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Ferrous metallurgy. 2022, V. 65. no. 1. P. 38–47.

10. **Anakhov S.V., Guzanov B.N., Matushkin A.V.** Investigation of the effectiveness of a new device for air-plasma cutting of alloy steel sheets. Bulletin of PNRPU. Mechanical engineering, materials science. 2022. no. 4. P. 67–77.

11. **Sokolov M.A., Salminen A., Somonov V.V., Kaplan A.F.** Laser welding of structural steels: Influence of edge roughness level // Optics & Laser Technology. 2012. V. 44 (7). P. 2064–2071.

12. **Baranov D.A., Parkin A.A., Zhatkin S.S.** Features of formation of the welded seam of heat-resistant HN45VMTYUBR alloy depending on the modes of laser welding/ Izvestiya Samarskogo NC RAS. 2018, vol. 20. no. 4 (2). P. 170–176.

13. **Kolubaev V.A., Sizova O.V., Kolubaev E.A., et al.** Structural features of laser welded 13Mn6 constructional steel // Metalworking (technology, equipment, tools). 2018. V. 20. no. 3. P. 123–133.

14. **Lomakin E.V., Melshanov A.F.** The behavior of low-carbon steels in tension // Izvestiya AN SSSR. MTT. 1971. no. 4. P. 150–158.

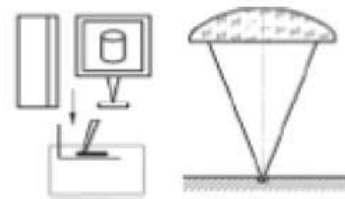
15. **Ignatov A.G.** Laser welding of steels with powerful CO₂ lasers. Part 2. // Photonics. 2009. no. 3. P. 22–24.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 22.04.2025; одобрена после рецензирования 27.05.2025; принята к публикации 31.07.2025.

The article was submitted 22.04.2025; approved after reviewing 27.05.2025; assepted for publication 31.07.2025.



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. №10 (172). С.23-30.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. №10 (172). P.23-30.

Научная статья
УДК 621.792.6/620.174.21
doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-23-30

Прочность на изгиб 3D-печатных изделий, армированных непрерывным углеволокном

Иван Сергеевич Торубаров¹, к.т.н.
Алексей Владимирович Дроботов², к.т.н.
Алексей Михайлович Макаров³, к.т.н.
Михаил Петрович Кухтик⁴, к.т.н.

^{1, 2, 3, 4} Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия

¹ is.torubarov@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0003-4958-7116>

² alexey.drobotov@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0003-1148-0495>

³ amm34@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0001-5617-8738>

⁴ mpkuhtik@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0002-7258-6624>

Аннотация. Применение аддитивных технологий в производстве деталей беспилотных летательных аппаратов имеет ряд преимуществ. Современные исследования подтверждают необходимость обязательной проверки прочностных свойств узлов БПЛА, произведенных с использованием 3D-печати. В данной работе представлены результаты испытаний на статический изгиб композитных изделий, полученных на аддитивных установках Stereotech Fiber 530 V5 методом трёх- и пятиосевой объёмной печати с армированием непрерывным волокном. Для исследования поведения армированных образцов при совместном воздействии изгиба и межслойного сдвига проведены испытания на статический изгиб согласно ГОСТ Р 56810-2015. Для испытаний изготовлено семь групп образцов с различными схемами расположения слоёв и структурами армирования термопластиком PA6 в виде материала матрицы и армированием филаментом Contifiber CPA на основе нити Umatex UMT42S-3K. Для армирования использовалось разное количество армирующего филамента. Испытания образцов проведены на универсальной машине ТРМ-С 10 А1 с приспособлением для испытаний на трёхточечный изгиб. Приведены рассчитанные значения следующих показателей прочности: предел прочности по нормальным напряжениям, прочность при межслойном сдвиге, модуль упругости при изгибе и модуль межслойного сдвига. Представлены диаграммы нагружения образцов при испытаниях на статический изгиб. Установлено, что пятиосевая технология аддитивного изготовления армированных изделий позволяет достичь увеличения предела прочности при статическом изгибе от 1,5 до 2,5 раз и модуля сдвига от 2 до 4 раз для изделий, изготавливаемых по технологии пятиосевой печати с армированием непрерывным волокном 10...20 % объёма, по сравнению с неармированными печатными изделиями и печатными изделиями, армированными по традиционной трёхосевой технологии.

Ключевые слова: аддитивное производство, пятиосевая печать, армирование, прочность, статический изгиб

Благодарности: исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда и администрации Волгоградской области № 24-29-20242, <https://rscf.ru/project/24-29-20242/>.

Для цитирования: Торубаров И.С., Дроботов А.В., Макаров А.М., Кухтик М.П. Прочность на изгиб 3D-печатных изделий, армированных непрерывным углеволокном // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 23–30. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-23-30

Resistance to bending of 3D printed products reinforced with continuous carbon fiber

Ivan S. Torubarov¹, PhD. Eng.
Alexey V. Drobotov², PhD. Eng.
Alexey M. Makarov³, PhD. Eng.
Mikhail P. Kukhtik⁴, PhD. Eng.

^{1, 2, 3, 4} Volgograd State Technical University, Volgograd, Russia

¹ is.torubarov@gmail.com

² alexey.drobotov@gmail.com

³ amm34@mail.ru

⁴ mpkhtik@gmail.com

Abstract. The use of additive technologies in the production of parts for drone aircrafts has a number of advantages. Modern research confirms the need for mandatory verification of the strength properties of UAV components produced using additive manufacturing. This paper presents the results of tests for static bending of composite products obtained on Stereotech Fiber 530 V5 additive installations using three- and five-axis volumetric printing with continuous fiber reinforcement. To study the behavior of reinforced samples under the combined action of bending and interlaminar shear, static bending tests were performed in accordance with State Standard R 56810-2015. Seven groups of samples with different layer arrangements and reinforcement structures with PA6 thermoplastic in the form of a matrix material and reinforcement with Contifiber CPA filament based on Umatex UMT42S-3K filament were produced for testing. Different amounts of reinforcing filament were used for reinforcement. The samples were tested on a universal machine TRM-S 10 A1 with a device for testing three-point bending. The calculated values of the following strength indicators are given: tensile yield strength, interlaminar shear strength, flexural modulus of elasticity and interlaminar shear modulus. Diagrams of sample application of load during static bending tests are presented. It has been proved that the five-axis technology of additive manufacturing of reinforced products makes it possible to achieve an increase in the tensile strength under static bending from 1,5 to 2,5 times and a shear modulus from 2 to 4 times for products manufactured using the technology of five-axis printing with continuous fiber reinforcement of 10...20 % of the volume, compared with non-reinforced printed products and printed products reinforced by traditional three-axis technology.

Keywords: additive manufacturing, five-axis printing, reinforcement, strength, static bending

Acknowledgments: This research was supported by a grant from the Russian Science Foundation and the Volgograd Region Administration (No. 24-29-20242, <https://rscf.ru/project/24-29-20242/>).

For citation: Torubarov I.S., Drobotov A.V., Makarov A.M., Kukhtik M.P. Resistance to bending of 3D printed products reinforced with continuous carbon fiber / Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 23–30. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-23-30

Введение

Применение аддитивных технологий для создания деталей и компонентов БПЛА общего назначения позволяет ускорить процесс разработки и снизить затраты на изготовление [1]. Поскольку аддитивные технологии позволяют создавать сложные геометрические формы и компоненты, которые трудно или невозможно изготовить традиционными методами [2], их применение позволяет повысить технологичность конструкции и уменьшить количество деталей, например, за счёт их объединения, применения специальных креплений и других функциональных элементов. Широко используется в конструировании и мелкосерийном производстве элементов несущей системы БПЛА технология послойного наплавления полимерного материала FDM (Fused Deposition Modelling), особенно вместе с композиционными материалами с короткими или

непрерывными армирующими волокнами. Например, в работе [3] была предложена технология аддитивного изготовления армированных изделий, предусматривающая построение армирующего каркаса и матрицы при трёх- и пятиосевой печати по одному из шести способов в зависимости от конфигурации изделия и технических требований. Методы пятиосевой печати находят применение преимущественно для изготовления изделий в виде тел вращения, какие представляют собой, например, трубчатые лучи и некоторые крепления беспилотников коптерного типа.

В то же время применение любой технологии для производства ответственных изделий, таких как элементы несущей системы БПЛА, требует знания о механических свойствах получаемых изделий в зависимости от значений технологических параметров. Так, в исследованиях [4 – 6] отмечается необходимость проверки прочностных свойств узлов

БПЛА, произведенных с использованием 3D-печати и подтверждается недостаточная проработанность справочного материала о свойствах печатных изделий. Кроме того, в технологиях печати с укладкой непрерывных армирующих материалов свойства очень сильно зависят не только от свойств исходного материала, но и от условий и параметров конкретного технологического процесса.

Целью данного исследования является экспериментальная проверка прочности при статическом изгибе композитных изделий, полученных методами трёх- и пятиосевой объёмной печати с армированием, и сопоставление с неармированными печатными изделиями и печатными изделиями, армированными по традиционной трёхосевой технологии.

Из-за сложностей с обработкой результатов испытания на статический изгиб зачастую считаются второстепенными, и их не рекомендуют использовать при расчётах армированных конструкций. Тем не менее, этот вид испытаний очень распространён [5, 7] благодаря своей простоте, возможности оценить влияние условий технологического процесса производства образцов на их прочностные свойства, а также большому объёму получаемой информации: по результатам испытаний

возможно рассчитать предел прочности по нормальным напряжениям, прочность при межслойном сдвиге, модуль упругости при изгибе и модуль межслойного сдвига [8].

Материалы и методы исследования

Для исследования поведения армированных образцов при совместном воздействии изгиба и межслойного сдвига проведены испытания на статический изгиб согласно ГОСТ Р 56810-2015. Изготовлено семь групп образцов с применением материалов: материал матрицы – термопластик PA6 производства ООО «РЭК», армирование – армирующий филамент Contifiber CPA производства ООО «РЭК», представляющий собой препрег на основе нити Umatex UMT42S-3K с 50 % содержанием волокна в филаменте. Для изготовления всех армированных образцов применялся принтер Stereotech Fiber 530 V5.

Для испытаний изготовлено 6 групп образцов в виде призматических брусков (по 5 образцов каждого вида):

1) 3D печать с армированием в плоскости XY (плоское армирование), расположение слоёв образца «плашмя» к направлению нагрузки (рис. 1);

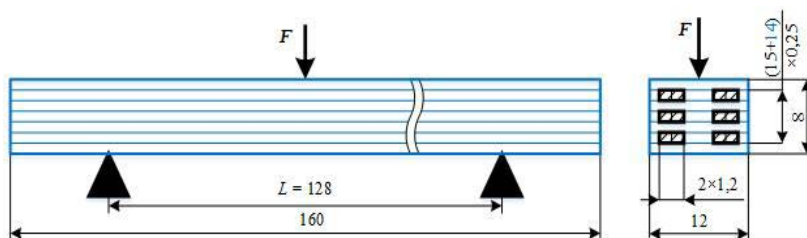


Рис. 1. Схема расположения слоёв и структуры армирования для плоско армированных образцов группы 1 (расположение XY)

Fig. 1. Diagram of the layers and reinforcement structure for flat-reinforced samples of group 1 (XY location)

2) 3D печать с армированием в плоскости XZ (плоское армирование), расположение слоёв образца «ребром» к направлению нагрузки (рис. 2);

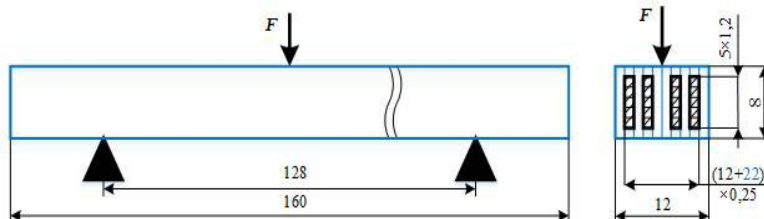


Рис. 2. Схема расположения слоёв и структуры армирования для плоско армированных образцов группы 2 (расположение XZ)

Fig. 2. Diagram of the layers and reinforcement structure for flat-reinforced samples of group 2 (location XZ)

3) классическая пятиосевая печать без армирования с углом подъёма линий термопластика $\pm 45^\circ$ (рис. 3), описанная в [9];

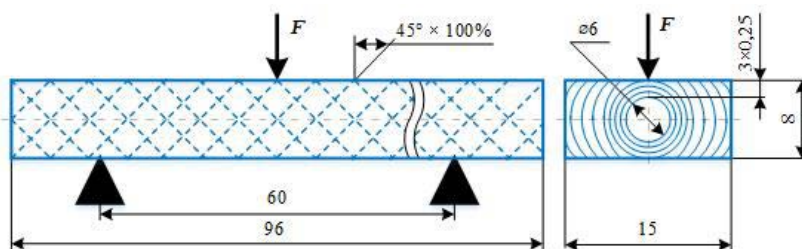


Рис. 3. Схема расположения слоёв и структуры армирования для пятиосевых неармированных образцов группы 3

Fig. 3. Diagram of the layers and reinforcement structure for five-axis non-reinforced samples of group 3

4) пятиосевая печать с сетчатым армированием, с углом $\varphi = 75^\circ$ (цилиндрическое армирование) и различной плотностью укладки волокон $\rho_F = \{100; 75; 50\} \%$ (рис. 4).

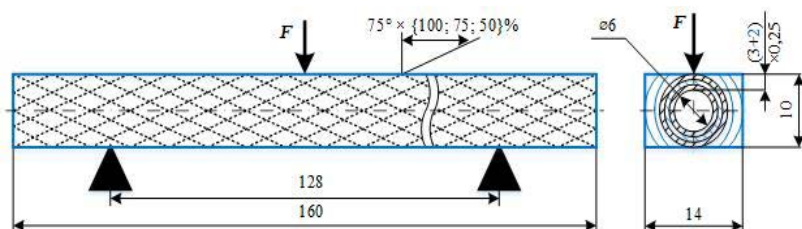


Рис. 4. Схема расположения слоёв и структуры армирования для пятиосевых армированных образцов групп 4, 5 и 6

Fig. 4. Diagram of the layers and reinforcement structure for five-axis reinforced samples of groups 4, 5 and 6

Ориентация образцов групп 1, 2 относительно осей координат установки указана в соответствии с ГОСТ Р 59929-2021. Для армирования использовалось разное количество армирующего филамента, объёмное содержание армирования V_F составило от 11 % до 18 %. Структуры армирования образцов каждой группы показаны на рис. 2 – 6, матрица построена из 3 контуров термопластика шириной 0,6 мм и сплошного внутреннего заполнения линиями под углом $\pm 45^\circ$. Образцы групп 4 – 7 печатались на сердечниках из того же

матричного материала с однонаправленным плоским армированием, сердечники печатались в режиме 3D с расположением слоёв XY (аналогично образцам группы 1). Количество и объёмное содержание волокна в пятиосевых образцах для каждой группы приведено с учётом волокна, заложенного в сердечник.

Также изготовлена седьмая группа симметричных образцов в виде цилиндров, армированных сеткой с $\varphi = 75^\circ$ и $\rho_F = 75 \%$ (рис. 5). Образцы группы 7 также изготовлены в количестве 5 штук.

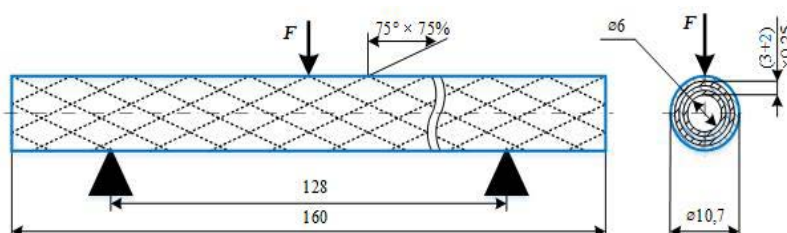


Рис. 5. Схема расположения слоёв и структуры армирования для пятиосевых армированных образцов группы 7

Fig. 5. Diagram of the layers and reinforcement structure for five-axis reinforced samples of group 7

Испытания образцов проведены на универсальной машине ТРМ-С 10 А1 с приспособлением для испытаний на трёхточечный изгиб. Согласно ГОСТ Р 56810 использованы диаметры опор $d = 5$ мм, установлено расстояние между опорами $S = 128$ мм, скорость нагружения $v = 5$ мм/мин. При испытании фиксировались максимальная нагрузка $F_{\max}$ и максимальный прогиб образца $w_{\max}$ (по перемещению подвижной траверсы), а также диаграмма нагружения и характер разрушения. Предел прочности (по нормальным напряжениям) и модуль упругости при изгибе определялись по рекомендациям ГОСТ Р 56810.

По рекомендациям ГОСТ модуль упругости $E_{\text{и}}$ определялся по линейному участку диаграммы при относительной деформации $\varepsilon = \{0,05; 0,25\}$ %.

Также для каждого образца определялись максимальные касательные напряжения $\tau_{\text{и}}$ по формуле Журавского [11]:

$$\tau_{\max} = \frac{Q_y \cdot S'_z}{b \cdot J_z}, \quad (1)$$

где $Q_y = F/2$ – значение поперечной силы при трёхточечной схеме испытания [10]; J_z – момент инерции сечения относительно центральной оси, зависящий от формы сечения (прямоугольник или круг); S'_z – статический момент площади A' отсечённой части сечения образца относительно центральной оси, зависящий от

формы сечения согласно [11].

Модуль межслойного сдвига G_{xz} оценивался по зависимости, предложенной Ю.М. Тарнопольским и Т.Я. Кинцисом [8]:

$$\frac{1}{E_{\text{и}}^{\text{кор}}} = \frac{1}{E_{\text{раст}}} + \frac{1,2}{G_{xz}} \cdot \left(\frac{h}{L} \right)^2, \quad (2)$$

где $E_{\text{раст}}$ – истинный модуль упругости, определяемый из испытаний на растяжение, по результатам испытаний на растяжение в [6] принято $E_{\text{раст}} \approx 50$ ГПа; $E_{\text{и}}^{\text{кор}}$ – фиктивный модуль упругости при изгибе, скорректированный с учётом деформации образцов согласно рекомендациям статьи [12].

Результаты исследования и их обсуждение

Результаты испытаний с рассчитанными значениями всех перечисленных показателей прочности приведены в табл. 1. Диаграммы нагружения образцов всех групп при изгибе приведены на рис. 6. Если образец с 50 % армированием имеет мало отличий от неармированного пятиосевого образца, то образцы с плотностью укладки волокон 75 % и более уже показали максимальные нормальные и касательные напряжения в 1,5 – 3 раза больше. Похожая разница в 1,5 – 2,5 раза есть и между образцами с объёмным и плоским армированием.

1. Результаты испытаний на статический изгиб

1. Static bending test results

№ гр.	Тип образца	Количество УВ, м	Содержание армирования, %	$\sigma_{\text{и}}$, МПа	$\tau_{\text{и}}$, МПа	$E_{\text{и}}$, ГПа	G_{xz} , МПа
1	3D печать XY	10	18	65,74	2,05	5,2	8,70
2	3D печать XZ	11	18	75,33	2,62	5,2	21,89
3	5-осевая печать без армирования	-	-	58,44	1,83	1,9	20,55
4	5-осевая печать, брусок, сетка 100 %	15	18	94,83	3,76	1,8	17,07
5	5-осевая печать, брусок, сетка 50 %	8	11	70,50	2,70	2,3	9,22
6	5-осевая печать, брусок, сетка 75 %	10	13	91,79	3,66	3,0	24,59
7	5-осевая печать, цилиндр, сетка 75 %	10	19	143,71	4,00	8,2	40,87

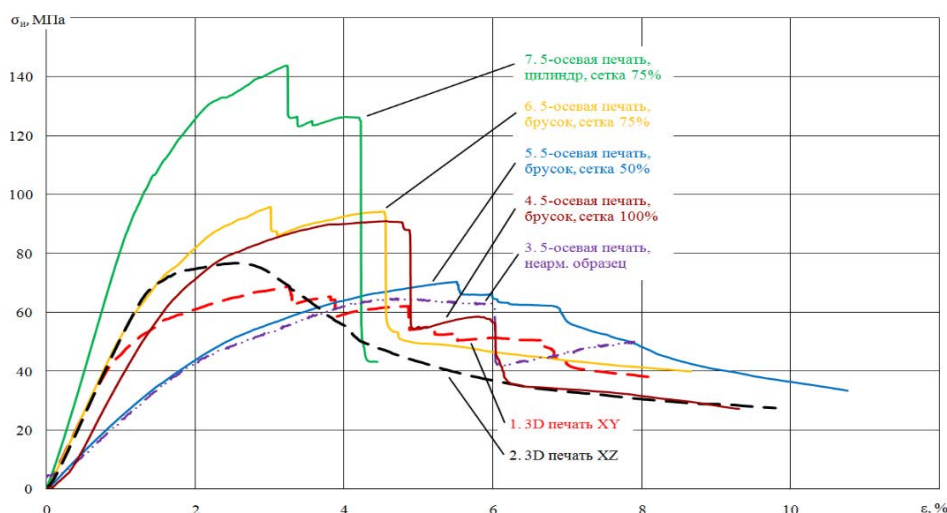


Рис. 6. Диаграммы нагружения образцов при испытаниях на статический изгиб

Fig. 6. Diagrams of sample loading during static bending tests

Линейный участок диаграмм всех армированных образцов располагается примерно до 1 % относительной деформации нижних волокон, что соответствует примерно 4...5 мм прогиба.

Объёмно армированные образцы с содержанием волокна 13...19 % показали в 1,5 – 3 раза большие значения предела прочности, максимума касательных напряжений и модуля

межслойного сдвига. Видно качественное различие в характере разрушения. На плоских образцах (рис. 7) хорошо заметно расслоение, следы межслойного сдвига, а также в зоне сжатия – распадение армирующего жгута на отдельные волокна, что видно на образце XY. Все объёмно армированные образцы ломаются с чётким образованием трещины в среднем сечении (рис. 8).

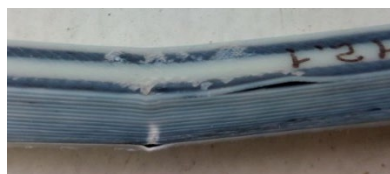


Рис. 7. Характерное разрушение образцов групп 1 и 2 с плоским армированием XY и XZ – межслойный сдвиг (расслоение образца)

Fig. 7. Characteristic fracture of samples of groups 1 and 2 with flat reinforcement XY and XZ – interlayer shift (stratification of the sample)

Наилучшие результаты показал цилиндрический образец. Образцы такой формы ГОСТом не предусмотрены, однако при меньших размерах сечения он выдержал почти такую же нагрузку, причём и модуль упругости для него оказался на 60 % больше, чем для образцов с

плоским армированием. При этом цилиндрический образец полностью симметричен, т. е. независимо от того, в каком направлении будет приложена изгибающая нагрузка, он покажет одинаковые характеристики, в отличие от плоских образцов.



Рис. 8. Характерное разрушение образцов групп 4 – 6 в виде брусков и группы 7 в виде цилиндров с сетчатым цилиндрическим армированием – растяжение

Fig. 8. Typical fracture of samples of groups 4 – 6 in the form of bars and group 7 in the form of cylinders with mesh cylindrical reinforcement – stretching

По итогам испытания образцов с трёх- и пятиосевым армированием на изгиб можно установить следующие закономерности:

1. Наибольшую эффективность показывают образцы, полностью построенные из замкнутых слоёв, как цилиндрические образцы группы 7 – предел прочности, максимальные касательные напряжения и модуль сдвига до 2,5 раз больше, чем у плоско армированных образцов с тем же содержанием армирования. При этом образцы группы 6 в виде брусков с аналогичной структурой сетчатого армирующего каркаса показали меньшую концентрацию армирующих волокон и большую толщину образца.

2. Несмотря на то, что образцы в виде брусков с цилиндрическим армированием показали меньшую прочность, чем образцы цилиндрической формы, по сравнению с плоско армированными образцами они показали схожие или лучшие показатели максимальных нормальных и касательных напряжений, модуля сдвига, т. е. всех вычисленных параметров, кроме модуля упругости при изгибе. Разрушение этих образцов также происходило без значительного расслоения. В то же время образцы с пятиосевым армированием с углом подъёма армирующих линий $\phi = 45^\circ$,

испытания которых описаны в статье [3], показали, напротив, худшие результаты, чем образцы с плоским армированием.

3. Как по нормальным, так и по касательным напряжениям для образцов в виде брусков с пятиосевым сетчатым армированием (группы 4 – 6) прирост прочности при увеличении плотности укладки волокон ρ_F с 75 % до 100 % незначителен (рис. 9), при этом разброс значений увеличивается почти в 2 раза, что объясняется ухудшением стабильности процесса выкладки армирующего волокна.

4. Иную зависимость показывает модуль сдвига G_{xz} , вычисленный по результатам испытаний на статический изгиб (рис. 9): при плотности $\rho_F = 75\%$ он существенно превышает результат для образцов с $\rho_F = 100\%$ и 50 % (в 1,5 и 2,5 раза соответственно). Предположительно, такая разница между результатами для образцов с плотностью 75 % и 100 % также связана с тем, что при изготовлении последних накапливается большее количество дефектов и местных отклонений толщины слоя, из-за чего нарушается структура слоёв матрицы, окружающих армирование, и последующие слои частично размазываются поверх построенного армирующего каркаса.

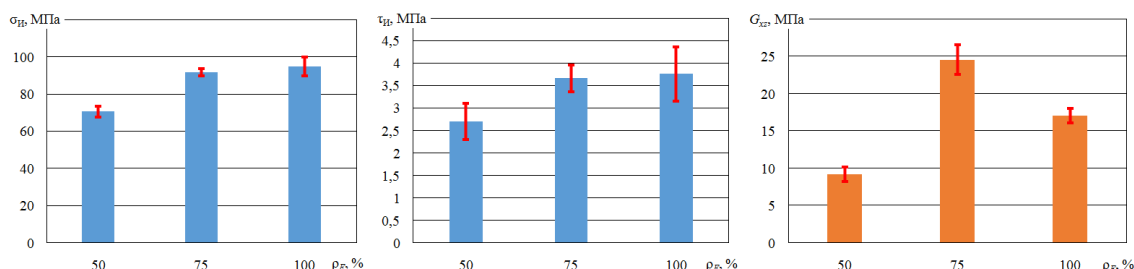


Рис. 9. Влияние плотности укладки армирующих линий ρ_F на показатели прочности при статическом изгибе

Fig. 9. The effect of the density of the reinforcement lines ρ_F on the strength under static bending

В связи с закономерностями, описанными в п. 3 и 4, при нагрузках на изгиб целесообразно использовать схемы армирования с плотностью укладки армирующих линий около 75 %.

Закключение

В результате экспериментальной проверки установлено, что технология аддитивного изготовления армированных изделий позволяет достичь увеличения предела прочности при статическом изгибе от 1,5 до 2,5 раз и модуля сдвига от 2 до 4 раз для изделий, изготавливаемых по технологии пятиосевой печати с армированием непрерывным волокном на 10...20 % объёма, как по сравнению с классической технологией пятиосевой печати, так и по сравнению с известными методами трёхосевой FDM печати с армированием.

Это позволяет расширить технологические возможности и области применения аддитивных технологий при производстве деталей беспилотных летательных аппаратов.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

- Власов А.И., Гараев А.В., Захарова В.О., Селиванов К.В., Чернышов Д.Д. Методика профилизации беспилотных летательных аппаратов на основе аддитивных технологий // Надежность и качество сложных систем. 2023. № 4 (44). С. 95–110. DOI: 10.21685/2307-4205-2023-4-9. EDN FCSGIV
- Григорьянц А.Г., Лутченко А.В. Современные проблемы развития аддитивных технологий в машиностроении // Научные технологии в машиностроении. 2022. № 8 (134). С. 27–30. DOI 10.30987/2223-4608-2022-8-27-30. EDN CAWHSQ
- Торубаров И.С., Дроботов А.В., Гущин И.А., Вдовин Д.С., Плотноков А.Л., Яковлев А.А. Аддитивное

производство изделий с пространственным армированием непрерывным волокном // Frontier Materials & Technologies. 2022. № 2. 13 с. URL: <https://www.vektornaukitech.ru/jour/article/view/429/401> (дата обращения: 10.05.2025). DOI: 10.18323/2782-4039-2022-2-92-104. EDN PCDAZE

4. Кулаков К.С., Крылов Ю.П., Красников В.И. Применение аддитивных технологий для прототипирования и изготовления составных частей БПЛА // Вопросы оборонной техники. Серия 16: Технические средства противодействия терроризму. 2024. № 5–6 (191–192). С. 130–136. DOI 10.53816/23061456_2024_5-6_130. EDN YFSPQS

5. Навроцкий Р.А., Москвитин Г.В., Полежаев Э.Р. Исследование прочности элементов квадрокоптера, созданных по аддитивной технологии / В сборнике: XXXIV Международная инновационная конференция молодых ученых и студентов по современным проблемам машиноведения. Сборник трудов конференции. 2022. С. 319–325. EDN HRKJJY

6. Dams B., Chen B., Kaya Y.F., Shepherd P., Kovac M., Ball R.J. The rise of aerial additive manufacturing in construction: a review of material advancements // Frontiers in Materials 2025. Vol. 11. № 1458752. DOI: 10.3389/fmats.2024.1458752

7. Терещенко Т.С., Орехов А.А., Рабинский Л.Н. Исследование статических и динамических физико-механических характеристик стали, изготовленной методом послойного лазерного спекания // Труды МАИ. 2025. № 140. EDN SHCSDM

8. Тарнопольский Ю.М., Кинзис Т.Я. Методы статических испытаний армированных пластиков. М.: Химия. 1981. 271 с.

9. Avdeev A.R., Shvets A.A., Guschin I.A., Torubarov I.S., Drobotov A.V., Makarov A.M., Plotnikov A.L., Serdobintsev Y.P. Strength Increasing Additive Manufacturing Fused Filament Fabrication Technology, Based on Spiral Toolpath Material Deposition // Machines. 2019. Vol. 7, Issue 3. 18 p. URL: <https://www.mdpi.com/2075-1702/7/3/57>. DOI: 10.3390/machines7030057

10. Багмутов В.П., Захаров И.Н. Сопротивление материалов. Конспект лекций, тетрадь первая: учеб. пособие / ВолГТУ. Волгоград, 2015. 91 с.

11. Савкин А.Н., Водопьянов В.И., Кондратьев О.В., Седов А.А. Основы расчетов на прочность и жесткость типовых элементов конструкций: учеб.-метод. пособие / ВолГТУ. Волгоград, 2019. 252 с.

12. Михеев П.В., Муранов А.Н., Гусев С.А. Экспериментальное определение модуля межслоевого сдвига слоистого углепластика // Конструкции из композиционных материалов. 2015. № 4 (140). С. 46–50. EDN VOKSXD

REFERENCES

1. Vlasov A.I., Garaev A.V., Zakharova V.O., Selivanov K.V., Chernyshov D.D. Additive technologies and profiling of general purpose drones // Reliability and quality of

complex systems. 2023. no. 4 (44). pp. 95–110. DOI: 10.21685/2307-4205-2023-4-9. EDN FCSGIV

2. Grigoryants A.G., Lutchenko A.V. Modern problems of technological development of additive techniques in mechanical engineering // Science-intensive technologies in mechanical engineering. 2022. no. 8 (134). pp. 27–30. DOI 10.30987/2223-4608-2022-8-27-30. EDN CAWHSG

3. Torubarov I.S., Drobotov A.V., Guschin I.A., Vdovin D.S., Plotnikov A.L., Yakovlev A.A. Additive manufacturing of parts with three-dimensional continuous fiber reinforcement // Frontier Materials & Technologies. 2022. № 2. 13 p. URL: <https://www.vektornaukitech.ru/jour/article/view/429/401> (date of access: 10.05.2025). DOI: 10.18323/2782-4039-2022-2-92-104. EDN PCDAZE

4. Kulakov K.S., Krylov Yu.P., Krasnikov V.I. Application of additive technologies for prototyping and manufacturing of UAV components // Issues of defense technology. Series 16: Countermeasures of terrorism. 2024, no. 5–6 (191–192), pp. 130–136. DOI 10.53816/23061456_2024_5-6_130. EDN YFSPQS

5. Navrotsky R.A., Moskvitin G.V., Polezhaev E.R. Research of the strength of quadcopter elements created using additive technology / In the collected papers: XXXIV-th International Innovative Conference of Young Scientists and Students on modern problems of machine science. Proceedings of the conference. 2022. pp. 319–325. EDN HRKJJY

6. Dams B., Chen B., Kaya Y.F., Shepherd P., Kovac M., Ball R.J. The rise of aerial additive manufacturing in construction: a review of material advancements // Frontiers in Materials 2025. vol. 11. no. 1458752. DOI: 10.3389/fmats.2024.1458752

7. Tereshchenko T.S., Orekhov A.A., Rabinsky L.N. Investigation of static and dynamic physical mechanical characteristics of steel produced by layered laser sintering // Proceedings of MAI 2025. no. 14. EDN SHCSDM

8. Tarnopolsky Yu.M., Kintzis T.Ya. Methods of static testing of reinforced plastics. Moscow: Khimiya. 1981. 271 p.

9. Avdeev A.R., Shvets A.A., Guschin I.A., Torubarov I.S., Drobotov A.V., Makarov A.M., Plotnikov A.L., Serdobintsev Y.P. Strength Increasing Additive Manufacturing Fused Filament Fabrication Technology, Based on Spiral Toolpath Material Deposition // Machines. 2019. Vol. 7, Issue 3. 18 p. URL: <https://www.mdpi.com/2075-1702/7/3/57>. DOI: 10.3390/machines7030057

10. Bagmutov V.P., Zakharov I.N. Resistance of materials. Lecture notes, notebook one: studies. manual / VolGSTU. Volgograd, 2015. 91 p.

11. Savkin A.N., Vodopyanov V.I., Kondratiev O.V., Sedov A.A. Fundamentals of calculations for strength and rigidity of typical structural elements: textbook.-the method. manual / VolGSTU. Volgograd. 2019, 252 p.

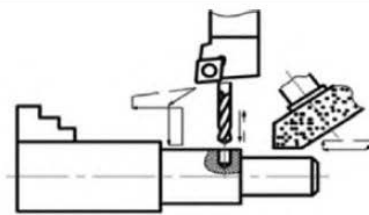
12. Mikheev P.V., Muranov A.N., Gusev S.A. Experimental definition of the module of interlayered shift of the layered carbon fibre reinforced plastic // Structures made of composite materials, 2015, No. 4 (140), pp. 46–50. EDN VOKSXD

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article. The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 29.05.2025; одобрена после рецензирования 02.06.2025; принята к публикации 16.06.2025.

The article was submitted 29.05.2025; approved after reviewing 02.06.2025; assepted for publication 16.06.2025.



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. №10 (172). С.31-39.

Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. №10 (172). P.31-39.

Научная статья

УДК 539.411.001.24; 621.787.4

doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-31-39

Технология отделочно-упрочняющего ротационного обкатывания роликами длинных тонкостенных труб

Юрий Иванович Сидякин¹, д.т.н.

Юлий Львович Чигиринский², д.т.н.

Александр Михайлович Лаврентьев³, инженер

Светлана Юрьевна Абакумова⁴, инженер

Сергей Николаевич Ольштынский⁵, к.т.н.

^{1, 2, 4, 5} Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия

³ Камышинский технологический институт, филиал ВолгГТУ, Камышин, Россия

¹ y_sidyakin@mail.ru, <https://orcid.org/0009-0006-6418-4170>

² julio-tchigirinsky@yandex.ru, <https://orcid.org/0000-0001-5620-5337>

³ lamvstu@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

⁴ svetlanaforsc@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0000-0000-0000>

⁵ for_lead22@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-6030-5725>

Аннотация. Предложено аналитическое решение упругопластической контактной задачи применительно к процессам отделочно-упрочняющей механической обработки длинных тонкостенных труб ротационным обкатыванием цилиндрическими и псевдосферическими тороидальными роликами. Рассматривается технологическое и инструментальное обеспечение этих процессов с целью повышения качественных показателей поверхностей труб и устранения погрешностей геометрической формы поперечного сечения. Определены условия самоподачи труб во время обработки. Разработан алгоритм расчета рациональных режимов поверхностного пластического деформирования длинномерных тонкостенных труб в программном комплексе Mathcad, учитывающий особую геометрию и повышенную гибкость тонкостенных труб, а также жесткие требования к изделиям по точности диаметрального размера и качеству обработанных поверхностей. Предлагаемая методика расчётного назначения рациональных технологических режимов отделочно-упрочняющей обработки прошла экспериментальную проверку на тонкостенных трубах (местами сплюснутых до 1 мм по диаметру) из стали 30 твёрдостью HB160 с исходной шероховатостью поверхности $Ra = 1,25 \dots 1,6$ мкм. Обкатка труб проводилась с применением 3-х роликового обкатного устройства при частоте вращения обоймы с цилиндрическими роликами около 80 об/мин. Расчётные углы наклона роликов в обойме обкатного устройства и технологические параметры режима обработки позволили при 5...8-ми кратном перекрытии первоначального следа инструмента обеспечить не только условия самоподачи трубы и высокую производительность процесса, но и получение требуемых глубин наклёпа и степени деформационного упрочнения её поверхности. При этом шероховатость поверхности снизилась почти на порядок (до $Ra \leq 0,2$ мкм) без заметных следов волнистости и шелушения, а первоначальная некруглость сечения трубы практически совсем исчезла. Разработанная методика ротационной обкатки длинных тонкостенных труб рекомендуется к широкому практическому использованию на машиностроительных предприятиях.

Ключевые слова: тонкостенная труба, упругопластическая контактная деформация, ротационная обкатка, тороидальный ролик

Для цитирования: Сидякин Ю.И., Чигиринский Ю.Л., Лаврентьев А.М., Абакумова С.Ю., Ольштынский С.Н. Технология отделочно-упрочняющего ротационного обкатывания роликами длинных тонкостенных труб // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 31-39. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-31-39

Finishing and strengthening rotary running-in technology for long thin-walled pipes

Yuri I. Sidyakin¹, D. Eng.
Yuli L. Chigirinsky², D. Eng.
Alexander M. Lavrentiev³, engineer
Svetlana Yu. Abakumova⁴, engineer
Sergey N. Olshtynsky⁵, PhD. Eng.

^{1, 2, 4, 5} Volgograd State Technical University, Volgograd, Russia

³ Kamyshinsky Institute of Technology, branch of VolGSTU, Kamyshin, Russia

¹ y_sidyakin@mail.ru

² julio-tchigirinsky@yandex.ru

³ lamvstu@gmail.com

⁴ svetlanaforsc@gmail.com

⁵ for_lead22@mail.ru

Abstract. An analytical solution for the elastic plastic contact strain problem is proposed in relation to the processes of finishing and strengthening machining of long thin-walled pipes by rotary run-in using cylindrical and pseudospheric toroidal rollers. Technological and instrumental support of these processes is viewed. It contributes to the improvement of pipe surfaces quality and eliminates errors in the geometric shape of the cross-section. The conditions for self-feed of pipes being treated are determined. An algorithm has been developed for calculating rational modes of surface plastic deformation of long thin-walled pipes in the Mathcad software package, taking into account their special geometry and increased flexibility, as well as strict requirements for products in terms of accuracy of diametrical size and quality of treated surfaces. The proposed method for calculating some rational technological modes of finishing and strengthening treatment has been experimentally tested on thin-walled pipes (sometimes flattened to 1 mm in diameter) made of 30 steel with a hardness of HB160 with an initial surface roughness of $Ra = 1,25 \dots 1,6$ microns. The pipes were run-in using a 3-roller running-in device at a rotational speed of about 80 rpm with cylindrical rollers. The calculated rollers decline in the shell of the running-in device and the technological parameters of the processing mode made it possible, with a five...eightfold overlap of the initial trace of the tool tip, to ensure not only the conditions for self-feeding of the pipe and high process productivity, but also to obtain the required riveting depths and strain hardening degree for its surface. At the same time, the surface roughness decreased by almost an order of magnitude (to $Ra \leq 0,2$ microns) without noticeable traces of undulation and peeling, and the initial out-of-roundness of the pipe section was almost completely prevented. The developed rotary running-in technology for long thin-walled pipes is recommended for wide practical use in machine-building enterprises.

Keywords: thin-walled pipe, elastic plastic contact deformation, rotary run-in, toroidal roller

For citation: Sidyakin Yu. I., Chigirinsky Yu. L., Lavrentiev A.M., Abakumova S.Yu., Olshtynsky S.N. Finishing and strengthening rotary running-in technology for long thin-walled pipes / Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 31-39. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-31-39

В настоящее время во многих отраслях народного хозяйства для изготовления изделий находят широкое применение полые тонкостенные профили различной формы поперечного сечения, в том числе и длинные тонкостенные трубы. К последним относятся трубопроводы гидравлических и топливных систем, узлов разнообразных теплообменных аппаратов, а также довольно широкая номенклатура несущих опорных конструкций, позволяющих наряду со снижением общей массы обеспечить им достаточную прочность и жесткость: перила и поручни лестничных пролётов, торговое и медицинское оборудование, элементы мебели и пр. Основными нормативными требованиями, предъявляемыми к длинным тонкостенным трубам, в большинстве перечисленных случаев являются низкая шероховатость поверхности ($Ra = 0,12 \dots 0,16$ мкм) и малые отклонения от круглости в пределах 0,1 мм при допуске на наружный диаметр по 14-му и более низким квалитетам.

В качестве заготовок для данных изделий используются стальные бесшовные холоднодеформированные и прямошовные электросварные

тонкостенные трубы. Сортамент этих труб предусматривает в состоянии поставки достаточно большие по значениям допуски размеров и формы и невысокие требования по шероховатости поверхности: для бесшовных холоднодеформированных труб допустимые предельные отклонения по наружному диаметру $\pm 0,2$ мм, для прямошовных – до $\pm 0,4$ мм. В аналогичных пределах регламентируется и допуск отклонений формы.

В машиностроительном производстве обработка длинных наружных цилиндрических поверхностей заготовок характеризуется значительной трудоемкостью и сложностью. Не исключением является и обработка длинных тонкостенных труб – полых цилиндрических изделий, у которых соотношение наружного диаметра и толщины стенки находится в среднем в пределах 12,5...40. К подобным тонкостенным изделиям можно отнести и стальные трубы диаметром менее 20 мм с толщиной стенки до 1,5 мм.

Обеспечение высокой производительности и надлежащего качества обработки таких заготовок, которым свойственна недостаточная

жесткость и повышенная склонность к значительным упругим изгибным деформациям, сопряжено с определенными технологическими трудностями. Поскольку основным и, пожалуй, единственным методом обработки длинных тонкостенных труб, обеспечивающим требуемый параметр шероховатости поверхностей, является круглое или бесцентровое шлифование с последующим полированием лепестковыми шлифовальными или войлочными кругами с нанесенными на них специальными полировальными пастами. Эта традиционная технология, осуществляемая, большей частью, в некомфортных условиях труда, является весьма трудоёмкой и требует повышенного расхода шлифовальных кругов в связи с невысокой твердостью материала труб и быстрым засаливанием кругов. Кроме того, такая технология не исправляет ряд других дефектов в виде разнообразных искажений геометрической формы как по длине, так и по поперечному сечению, возникающими вследствие некачественного хранения труб или их транспортировки.

В этих условиях повышение качества и производительности процессов обработки длинных тонкостенных труб с одновременным устранением дефектов в форме небольших вмятин, царапин и пр. видится только в применении отделочно-упрочняющих технологий, основанных на поверхностном пластическом деформировании (ППД), в частности, обкатки роликами. Этот способ достаточно успешно освоен на предприятиях многих отраслей машиностроения и применяется, в основном, для упрочняющей обработки сплошных и пустотелых валов с целью повышения их пределов выносливости [2 – 5]. Вследствие особой геометрии и повышенной гибкости тонкостенных труб, а также жестких требований к изделиям из них по точности диаметрального размера и качеству обработанных поверхностей нельзя полностью эту традиционную технологию ППД перенести на обработку тонкостенных изделий. Тем более, что для них строгое соблюдение показателей, ответственных за эффективность традиционных процессов ППД (приращение твердости поверхностного слоя, глубина наклёпа, степень упрочнения поверхности и пр.) специально не оговаривается, т.к. эти факторы не затрагивают должным образом эксплуатац-

онные и эстетические характеристики изделий. Вот почему обработка подобных изделий, основанная на деформационном упрочнении, должна проводиться при «щадящих» режимах, т. е. при умеренных контактных нагрузках с использованием обкатных роликов малой кривизны рабочего профиля для получения относительно малых степеней деформации поверхностного слоя, глубин наклёпа и остаточных пластических деформаций.

Для реализации подобных технологических процессов, которые должны отличаться ещё и повышенной производительностью, необходима существенная модернизация схемы обкатки с возможностью использования многороликового приспособления, соответствующее оборудование и обкатной инструмент специальной формы и размеров. А это, несомненно, приведёт и к изменению методики расчётного определения рациональных режимов обработки. На решение этих вопросов в сочетании с возможностью дополнительного упрочнения поверхностей тонкостенных труб направлено данное исследование.

К настоящему времени освоена и успешно применяется в машиностроении методика расчётного назначения рациональных режимов упрочняющей (УО) и отделочно-упрочняющей (ОУО) обработок сплошных валов путём обкатки тороидальными роликами, направленная, главным образом, на повышение пределов выносливости [3 – 5]. В связи с этим, научный и практический интерес представляет возможность установления условий и степени применимости этой методики к обработке длинных тонкостенных труб.

Несмотря на внешнюю общую сторону, присущую всем традиционным процессам ППД по их технологическому и инструментальному обеспечению, обработка длинных тонкостенных труб будет иметь свои специфические особенности, обусловленные, главным образом, низкой изгибной жесткостью и малой толщиной стенки «живого» сечения. При наружном D и внутреннем d диаметрах трубы абсолютная t и относительная $\bar{t}$ толщины её стенки определяются известными соотношениями (при $c = d/D$):

$$t = 0,5D(1 - c); \bar{t} = 2t/(d + D) = (1 - c)/(1 + c), \quad (1)$$

при этом трубы могут считаться тонкостенными, если $\bar{t} < 0,10$.

Во всех отмеченных выше обработках деталей основными факторами, оказывающими влияние на эффективность рассматриваемых процессов, являются: толщина упрочненного поверхностного слоя, определяемая глубиной z_s

наклёпа, и степень деформации ϵ поверхности. Последняя является весьма важной деформационной характеристикой процессов ППД: она [3 – 5], определяется интенсивностью контактной упругопластической деформации ϵ_i , оптимальное значение которой на поверхности $\epsilon_{i,n}$ после обкатки должно приближаться при УО к

предельной равномерной деформации ε_p материала обрабатываемой детали, а при ОУО составлять порядка $(0,7...0,9)\varepsilon_p$.

Что касается глубины наклёпа z_s , то её значение, определяемое, большей частью, физико-механическими свойствами материалов и размерами упрочняемых деталей, назначается в соответствие с рекомендациями работ [3 – 5]. При этом вполне понятно, что эти рекомендации, включая и те, которые обычно используются для полых валов, не могут быть в полной мере перенесены на длинные тонкостенные трубы, технологические режимы обработки этих труб должны полностью исключить возможность выхода очага пластической деформации на их внутреннюю поверхность. Поэтому для ограничения радиальных размеров пластически деформированной области глубину z_s её распространения следует назначать такой, чтобы она не превышала толщину стенки трубы; т. е. с небольшим запасом.

Кроме того, как было отмечено выше, обработку данных труб также следует проводить при менее «жёстких» режимах, в отличие от применяемых при УО и ОУО валов. Для реализации подобных технологических операций и контроля требуемых параметров обработки необходимо воспользоваться, с одной стороны, проверенной

и хорошо зарекомендовавшей себя на практике методикой расчетного определения рациональных режимов ППД сплошных валов [3 – 5], а с другой – новым ротационным обкатным устройством повышенной производительности с автоматической подачей труб, подобным тому, конструкция и принцип действия которого описаны в работах [6, 7].

Расчётные схемы к определению геометрических и деформационных параметров упруго-пластического контактного взаимодействия тел для предлагаемого способа устранения отмеченных выше дефектов на длинных тонкостенных трубах путем их ротационного обкатывания тороидальными псевдосферическими (или полноконтактными) роликами, имеющими внешнюю вогнутую рабочую поверхность относительно малой кривизны приведены на рис. 1.

Силовое обжатие трубы 2 производится на специальном стенде несколькими роликами 1 (чаще тремя), которые размещены в общей обойме и равномерно распределены по окружности, лежащей в плоскости поперечного сечения трубы. Ролики могут свободно вращаться вокруг собственных осей и под действием радиальной нагрузки F перекашиваются по обрабатываемой поверхности.

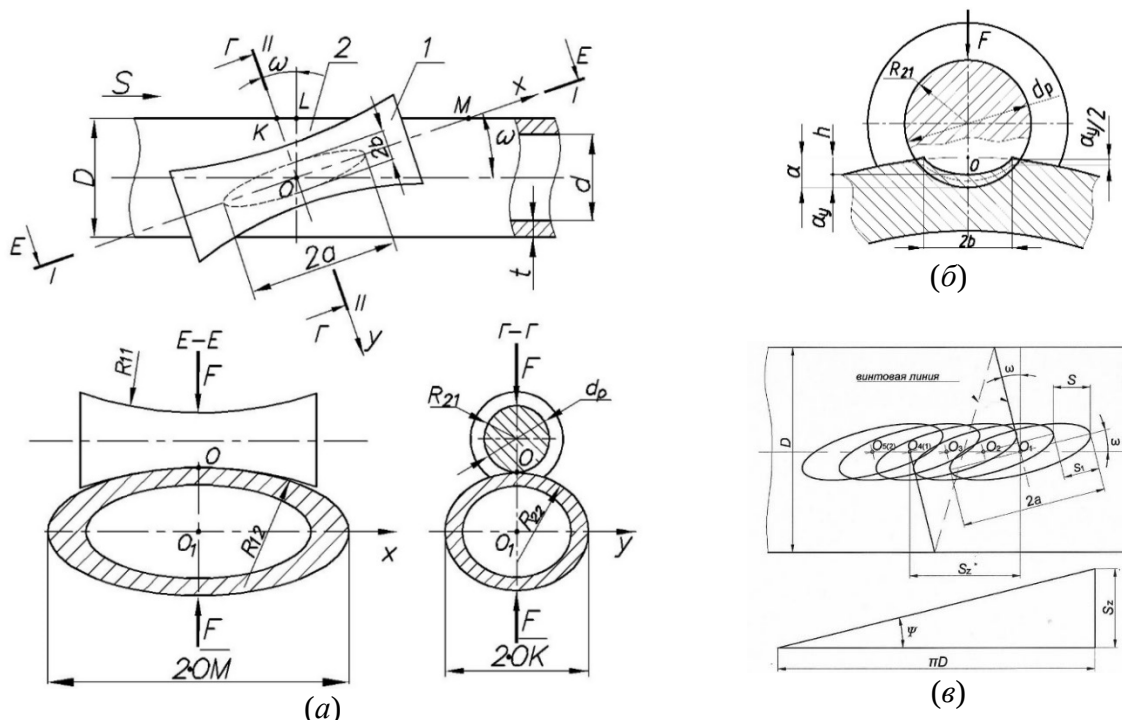


Рис. 1. Расчётные схемы к определению общих геометрических (а) и деформационных (б) параметров зоны упруго-пластического контактного взаимодействия, соотношения между углами установки роликов и подъёма средней винтовой линии (в) траектории качения роликов.

Fig. 1. Calculation schemes for determining the general geometric (a) and deformation (b) parameters of the elastic-plastic contact zone, as well as the ratio between the angles of roller installation and lifting of the median helical line (c) of the rolling path of the rollers

Оси роликов устанавливаются под углом ω (угол скрещивания) к оси трубы, в результате чего на начальном этапе контактного деформирования (до начала обкатки) на поверхности трубы под каждым роликом формируется очаг упругопластической деформации, распространяющийся на глубину z_s . После снятия нагрузки на поверхности остаётся небольшая вмятина, имеющая глубину h и близкий к эллиптическому контур с большой a и малой b полуосями. В процессе обкатки ролики формируют на трубе слабо выраженную винтовую поверхность жёлобообразного профиля малой кривизны, ход которой зависит от числа роликов, угла их установки и длины большой оси контура единичного отпечатка.

Для полного и равномерного деформирования всей поверхности трубы следует при каждом обороте обоймы с роликами обеспечить соответствующее многократное «перекрытие» контактной площадки, формируемой каждым из роликов. Поэтому ход S_z получаемой на поверхности трубы «виртуальной» винтовой линии не должен превышать размера контура остаточного отпечатка (рис. 1, в) и в лучшем случае составить величину

$$S_z = 2 \cdot a \cdot m \cdot \cos \omega / k_n, \quad (2)$$

где k_n – количество «проходов» всеми роликами поверхности начальной вмятины протяжённостью $2a$ за время одного полного оборота обоймы.

Следует заметить, что согласно исследованиям, проводимым в НПО «ЦНИИТМАШ» [2, 4] и относящихся к проблеме повышения

усталостной прочности валов при УО с использованием средств ППД, подача S инструмента, обеспечивающая получение минимальных высотных параметров шероховатости поверхности при обкатке тороидальным роликом с умеренными рабочими нагрузками, не должна превышать $0,10 \dots 0,12$ ширины следа, оставляемого роликом на поверхности вала. Применительно к рассматриваемой ротационной обкатке труб, где при деформировании протяжённость контура начальной вмятины относительно малой глубины в направлении подачи значительно превышает его ширину, это соотношение, в целом, также можно сохранить, полагая $k_n \approx 9 \dots 6$. В этом случае продольная подача S каждого из m роликов будет составлять до $(0,11 \dots 0,16) 2a \cdot \cos \omega$. С учётом соотношения:

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{2}{\pi} \operatorname{tg} \omega, \quad (3)$$

Данное выражение получается из равенства (рис. 1, в):

$$S_z = \pi D \operatorname{tg} \psi = 2D \operatorname{tg} \omega. \quad (4)$$

Взаимосвязь осевого перемещения трубы за один оборот обоймы с роликами (равно как и обоймы относительно трубы) с углами наклона ω роликов относительно оси трубы и подъёма ψ средней «виртуальной» винтовой линии, найдём верхнее предельное значение для угла установки роликов в обойме:

$$\omega \leq \arcsin \left(\sqrt{1 + \left(\frac{D k_n}{2am} \right)^2} - \frac{D k_n}{2am} \right) \approx \operatorname{arctg} \left(\frac{am}{D k_n} \right). \quad (5)$$

Под действием сил трения, возникающих в зонах контакта роликов и трубы при коэффициенте трения f_k , последняя, преодолевая сопротивление поддерживающих и препятствующих её вращению опор с общим приведённым коэффициентом трения в них $f_{\text{пр.о.}}$, должна перемещаться в осевом направлении, обеспечивая себе самоподачу. Величина этого перемещения, аналогичного перемещению винта в многозаходной винтовой паре, где роль гайки выполняет опирающаяся на упорный шариковый подшипник обойма с роликами, за один её оборот равна ходу S_z . Виртуальной винтовой линии, формируемой роликами на поверхности трубы. Второе ограничение для угла ω вытекает из решения, определяющего возможность поступательного движения не вращающейся и свободно лежащей на опорах трубы весом Q_m под действием сил трения, возникающих в местах контакта всех роликов. При

обжатии трубы силами F со стороны каждого ролика осевая сила, движущая трубу, составит $m f_k F \sin \omega$, а сила сопротивления её перемещению $f_{\text{пр.о.}} Q_m$, поскольку действующие радиально по отношению к трубе силы F уравниваются и на опоры не передаются. Самоподача трубы будет обеспечиваться, если

$$\omega \geq \arcsin \left(\frac{f_{\text{пр.о.}} Q_m}{m f_k F} \right). \quad (6)$$

Расчётное определение силовых и деформационных параметров контактного взаимодействия тел и технологических режимов обкатки тонкостенных труб основано на закономерностях развития упругопластической контактной деформации применительно к процессам ППД [3]. При силовом контакте тел, ограниченных гладкими регулярными поверхностями произвольной формы и кривизны, в зоне сопряжения которых

возникает упругопластическая деформация, контур единичной остаточной вмятины глубиной h , образующейся на поверхности трубы в начальной стадии деформирования, после снятия контактной нагрузки F будет иметь форму близкую к эллипсу с большой a и малой b полуосями. Все эти параметры могут быть рассчитаны аналитически по методике работы [3].

При заданном значении F глубину h единичной остаточной вмятины (точнее, величину остаточного смещения центра контакта, поскольку отсчёт h ведётся от точки начального соприкосновения поверхностей, а не от плоскости слегка искривленного пространственного контура отпечатка) определяют по формуле

$$h = \frac{F - F_s}{\pi D_{\text{пр}} \text{НД}}, \quad (7)$$

где НД – пластическая твёрдость (твёрдость по

Дрозду) материала трубы; $D_{\text{пр}}$ – приведённый диаметр обкатного инструмента, зависящий от главных кривизн поверхностей контактирующих тел в точке их сопряжения; F_s – критическая нагрузка, при которой в центре контакта формирующейся под одним роликом вмятины зарождается пластическая деформация, её значение определяется по формуле [5, 6]:

$$F_s = \frac{\pi^5 (k_1 + k_2)^2 \sigma_T^3 D_{\text{пр}}^2}{3(1 - 2\mu_2)^3}, \quad (8)$$

где дополнительно $k_1 = \frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1}$ и $k_2 = \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2}$ –

упругие постоянные материалов инструмента и трубы соответственно; μ_1 , μ_2 и E_1 , E_2 – их коэффициенты Пуассона и модули Юнга.

Для расчёта полуосей b и a контура и их отношения $\beta = b/a$ используют зависимости:

$$b = \sqrt{(2h + \alpha_y)/2B}; \quad a = \sqrt{(2h + \alpha_y)/2A} = b/\beta, \quad (9)$$

где α_y – упругая составляющая полного сближения α тел в контакте, определяемая уравнением:

$$\alpha_y = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2}{8} \cdot \frac{(k_1 + k_2)^2 F^2}{D_{\text{пр}} (1 + 2h/\alpha_y)}}. \quad (10)$$

Решение удобнее представить в тригонометрической форме в зависимости от параметра $Q = \frac{243\pi^2 (k_1 + k_2)^2 F^2}{256 D_{\text{пр}} h^3}$ следующим образом:

$$\alpha_y = \begin{cases} \frac{2h}{3} \left[2 \cos \frac{1}{3} \arccos(2Q - 1) - 1 \right] & \text{при } Q < 1 \\ -\frac{2h}{3} \left[1 + 2 \sin^{-1} \left(2 \arctg \sqrt[3]{\frac{1}{2} \arcsin \left(\frac{1}{1 - 2Q} \right)} \right) \right] & \text{при } Q \geq 1 \end{cases}. \quad (11)$$

Известно [2, 3], что форма и размеры контура остаточной вмятины существенно влияют на толщину наклёпанного слоя z_s материала. Для контроля значений z_s необходимо использовать хорошо зарекомендовавшее себя на практике применительно к стальным изделиям [3, 4] выражение

$$z_s = b \left[\frac{4}{5\beta^{1.5} + 3} \left(\frac{F}{ab\sigma_T} - \frac{17}{6 + \ln \beta} \right) \right]^{\frac{5}{10 + \ln \beta}}, \quad (12)$$

где дополнительно σ_T – предел текучести материала трубы; в случаях, когда $\beta \leq 0,10$, расчёт z_s следует также проводить по этой формуле, полагая в ней $\beta = 0,1$.

С другой стороны, значения глубин вмятины и наклёпа, а точнее – их отношение, определяют интенсивность остаточной контактной деформации $\varepsilon_{i,o}$ в центре отпечатка [3]:

$$\varepsilon_{i,o} = \ln \left(\frac{\varepsilon_{i,o}}{\Delta \varepsilon} \right) \frac{h}{z_s} = \ln(500 \varepsilon_{i,o}) \frac{h}{z_s}, \quad (13)$$

где $\Delta \varepsilon = 0,002$ – стандартный допуск на остаточную пластическую деформацию.

Выше упоминалось, что при отделочно-упрочняющей обработке деталей ППД значения $\varepsilon_{i,o}$ должны быть согласованы с предельной равномерной деформацией ε_p их материалов, и при обкатке тонкостенных труб составлять от неё лишь небольшую долю, т.е. $\varepsilon_{i,o} = \chi \varepsilon_p$; значения ε_p определяются стандартными испытаниями на растяжение или расчётом по приближенной [3], но достаточно точной, зависимости: $\varepsilon_p \approx 245/\text{НД}$.

Необходимо отметить, что согласно

исследованиям [3, 4] реализуемая на поверхности детали после обкатки интенсивность деформации $\varepsilon_{i,n}$ получается по значению несколько большей $\varepsilon_{i,o}$, что требует незначительной корректировки и уточнения по соотношению:

$$\varepsilon_{i,n} = k_\beta \varepsilon_{i,o}, \quad (14)$$

где k_β – коэффициент, учитывающий объёмный характер напряженно-деформированного состояния материала в очаге деформации под вмятиной на линии действия контактной нагрузки и возникающие при циклическом продвижении этого очага по обрабатываемой поверхности сдвиговые деформации; при обкатке со смазкой стальных валов значения этого коэффициента в среднем составляют $k_\beta = 1,0 \dots 1,1$, и поэтому в практических расчетах для тонкостенных труб при

малых β можно принимать $\chi \leq 0,6$ и $k_\beta \approx 1,05$.

Отсюда следует, что применительно к процессам ППД для реализации требуемого значения $\varepsilon_{i,o}$ необходимо на начальном этапе деформирования трубы обеспечить и контролировать глубину h единичной остаточной вмятины, отвечающей зависимости

$$h = \frac{\varepsilon_{i,o} z_s}{\psi_z \ln(500 \varepsilon_{i,o})}. \quad (15)$$

Главные кривизны A и B определяются алгебраической полусуммой кривизн поверхностей контактирующих тел в каждом из двух взаимно перпендикулярных сечений $E-E$ и $\Gamma-\Gamma$ плоскостями I и II соответственно (рис. 1, а), проходящими через точку O начального контакта; согласно [3, 4] и расчётной схемы на том же рисунке:

$$A = \frac{1}{2} \left(-\frac{1}{R_{11}} + \frac{1}{R_{12}} \right) = \frac{1}{2} \left(-\frac{2 \sin^2 \omega}{nD} + \frac{2 \sin^2 \omega}{D} \right) = \frac{\sin^2 \omega}{D} \left(\frac{n-1}{n} \right), \quad (16)$$

$$B = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{2}{d_p} + \frac{2 \cos^2 \omega}{D} \right) = \frac{1}{d_p} + \frac{\cos^2 \omega}{D}, \quad (17)$$

где R_{ij} – радиусы кривизны поверхностей обкатного ролика 1 и трубы 2 (индексы j) в соответствующих плоскостях сечений (индексы i); d_p – диаметр ролика в плоскости качения; $n \geq 2$ – коэффициент, введенный в расчётную схему для обеспечения точечного контакта тороидального псевдосферического ролика с трубой независимо от угла ω его установки.

Поскольку в качестве A принимается величина, заведомо меньшая по значению из найденных по выражениям (16) и (17), то приведённые диаметр $D_{пр}$ (или радиус $R_{пр}$) обкатного инструмента, как чисто геометрические характеристики контактного взаимодействия тел [3, 4] при упругопластической деформации, определяются по формуле:

$$D_{пр} = 2R_{пр} = \beta/A, \quad (18)$$

$$\beta = \frac{2n_a n_b A/B}{n_\delta (1 + A/B)} \approx \sqrt{A/B}. \quad (19)$$

Значения коэффициентов n_a , n_b и n_δ находят решением [6] основного трансцендентного уравнения контактной задачи теории упругости:

$$\frac{K(e) - L(e)}{L(e)/(1 - e^2) - K(e)} = \frac{A}{B}. \quad (20)$$

В зависимости от величины отношения A/B и эксцентриситета $e = \sqrt{1 - (n_b/n_a)^2}$ эллиптического контура упругого отпечатка с большой a_0 и малой b_0 полуосями в предположении чисто упругого контактного взаимодействия рассматриваемых тел:

$$n_a = \sqrt[3]{\frac{2}{\pi \cdot e^2} \left(\frac{1 + A/B}{A/B} \right) \cdot (K(e) - L(e))}, \quad n_b = \sqrt[3]{\frac{2\sqrt{1 - e^2}}{\pi \cdot e^2} \left(1 + \frac{A}{B} \right) \cdot (L(e) - (1 - e^2)K(e))},$$

$$n_\delta = K(e) \cdot \sqrt[3]{\frac{4}{\pi^2} \left(\frac{A/B}{1 + A/B} \right) \cdot \frac{e^2}{K(e) - L(e)}}.$$

В приведенных выражениях $K(e)$ и $L(e)$ – полные эллиптические интегралы первого и второго рода соответственно, значения которых, как и зависящих от них коэффициентов n_a , n_b и n_δ , определяются либо по справочным таблицам, аналогичным приведённым в работе [3], либо рассчитываются с использованием программного комплекса Mathcad по значениям отношений главных кривизн поверхностей контактирующих тел.

Поскольку ротационная обработка труб проводится с малыми степенями деформации поверхностей при небольших углах установки роликов, то получаемые на начальном этапе деформирования на поверхности трубы неглубокие остаточные вмятины имеют достаточно вытянутые эллиптические контуры с большим эксцентриситетом, т.е. с малыми значениями β . В этой связи при расчётном определении приведенного диаметра ролика по формуле (18) необходимо пользоваться более точным выражением для β в уравнении (19), приближенное же применяется достаточно успешно только при УО или ОУО сплошных валов [4].

Технологическое обеспечение процессов ротационного обкатывания длинных тонкостенных труб заданных размеров (диаметр D и толщина стенки t) и известными механическими свойствами материала (предел текучести σ_T или твёрдость HD , предельная равномерная деформация ε_p) заключается в определении формы, геометрических размеров инструмента и рациональных режимов обработки. Форма обжимных роликов выбирается конструктивно: либо правильная цилиндрическая, либо тороидальная псевдосферическая, при этом последняя при прочих равных условиях является предпочтительней по обеспечению повышенной производительности процесса.

Расчётом производится назначение диаметра d_p роликов в плоскости обкатки, угла ω их установки и определение силы F обжатия труб. При этом контролируется и ряд других сопутствующих параметров рациональности техпроцесса, которые должны обеспечить получение требуемой степени упрочнения поверхности и заданной глубины наклёпанного слоя. Кратко, алгоритм расчётного назначения рациональных режимов ротационной обкатки длинных тонкостенных труб включает следующие операции:

1. Дополнительно к перечисленным выше исходным данным необходимо задаться значениями интенсивности деформаций: $\varepsilon_{i,o}$ в центре единичного остаточного отпечатка и $\varepsilon_{i,n}$ – на поверхности, кроме того, нужны толщина z_s наклёпанного слоя и угол ω установки роликов (предварительно рекомендуется принимать:

$\varepsilon_{i,o} = 0,4\varepsilon_p$, $z_s = 0,5t$ и $\omega < 15^\circ$).

2. Совместным решением уравнений (15) и приближённого (19) при неизвестном пока значении диаметра d_p обкатного ролика с учётом зависимостей (7) и (17) определяются вначале глубина h единичного отпечатка, а затем и диаметр ролика d_p с использованием программного комплекса Mathcad-7, после чего назначается его рациональное значение, и уточняются главные кривизны A и B поверхностей тел. Следует заметить, что принимаемое значение d_p должно быть не ниже расчётного и удовлетворять конструкции обкатного устройства, а для уменьшения волнистости обработанной поверхности, согласно рекомендациям [2], – быть, по возможности, кратным диаметру D трубы.

3. Решением трансцендентного уравнения (20) относительно эксцентриситета e контура упругой контактной площадки с привлечением программного комплекса Mathcad с подпрограммой $\text{root}(f(x), x)$ определяются значения коэффициентов n_a , n_b и n_δ ; затем по точной формуле (19) рассчитывается отношение полуосей β контура единичной остаточной вмятины, и далее по выражению (18) находится $D_{пр}$.

4. По выражению (7) с учётом (8) рассчитывается рабочая нагрузка F (сила обкатки), далее по уравнению (11) определяется упругая составляющая α_y полного сближения α тел в контакте, и по зависимостям (9) находятся полуоси a и b контура единичной остаточной вмятины, после чего уточняется принятый ранее угол ω установки роликов.

5. Контроль адекватности полученного решения осуществляется по удовлетворительному совпадению значений принятой и рассчитанной по уравнению (12) глубинам наклёпа z_s . При несовпадении проводится небольшая корректировка значений, принятых ранее коэффициентов χ и ξ в рекомендуемых пределах. В заключении определяется реальное перекрытие роликами начального отпечатка длиной $2a$, оцениваемое коэффициентом k_n , значение которого должно быть не менее 6-х при 3-х роликовом обкатном устройстве [10].

Экспериментальная проверка предлагаемой методики расчёта рациональных режимов отделочно-упрочняющей обкатки проводилась на предварительно очищенных от заметных следов коррозии и окалины прямошовных тонкостенных трубах из стали 30 ($D = 32$ мм и $d = 27$ мм, твёрдость $HB160$, $\varepsilon_p = 0,134$, шероховатость поверхности $R_a = 1,25 \dots 1,6$ мкм), местами сплюснутых до 1 мм по диаметру, с использованием 3-х роликового обкатного устройства при частоте вращения обоймы с цилиндрическими роликами около 80 об/мин. Расчётные

параметры режима обработки: диаметр упрочняющих роликов $d_p = 16$ мм, которые были установлены углом $\omega = 7,5^\circ$, и сила обкатки $F = 1,87$ кН обеспечивали глубину наклёпа $z_s \approx 1,4$ мм (т.е. $\approx 0,56t$) и степень деформации поверхности $\varepsilon_{i,n} \approx 0,25\varepsilon_p$, при этом происходило почти 8-кратное ($\kappa_n \approx 5,0$) перекрытие начального отпечатка ($2a = 22,06$ мм и $2b = 1,37$ мм) без заметных следов волнистости обработанной поверхности. Кроме того, шероховатость поверхности снизилась почти на порядок (до $R_a \leq 0,2$ мкм), а некруглость сечения практически совсем исчезла.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. ГОСТ 8733-75. Трубы стальные бесшовные холоднодеформированные и теплодеформированные (технические требования); ГОСТ 10704-91. Трубы стальные электросварные прямошовные (сортамент).
2. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами. М.: Машиностроение. 1975. 160 с.
3. Дрозд М.С., Матлин М.М., Сидякин Ю.И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М.: Машиностроение. 1986. 224 с.
4. Сидякин Ю.И. Разработка метода расчета упругопластических контактных деформаций в процессах упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: ЦНИИТМАШ. 2002. 34 с.
5. Сидякин Ю.И. Повышение эффективности упрочняющей механической обработки валов обкаткой их роликами или шариками // Вестник машиностроения. 2001. № 2. С. 43–49.
6. Sidiyakin Y.I., Olshtynsky S.N., Abakumova S.Y. Application of smoothing rollers in processes finishing-strengthening treatment of shafts' SPD // Proceedings of the 5th International Conference on Industrial Engineering. 2020. P. 1213–1222. https://doi.org/10.1007/978-3-030-22063-1_129
7. Отенный Я.Н., Никифоров Н.И., Алабин В.А., Лаврентьев А.М. Обеспечение точности формы при обработке ротационным обкатыванием длинных тонкостенных труб // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 7. С. 12–16.
8. Коновалов Е.Г. Ротационная обработка поверхностей с автоматической подачей. Минск: Высшая

школа. 1976. 192 с.

9. Сидякин Ю.И. Сферическая модель исследования упругопластической контактной деформации. // Известия ВолгГТУ. Прогрессивные технологии в машиностроении, вып. 6, № 12 (72). ВолгГТУ. Волгоград. 2010. С. 48–52.

10. Отенный Я. Н. Обеспечение точности формы при обработке ротационным обкатыванием длинных тонкостенных труб // Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 7. С. 12–16.

REFERENCES

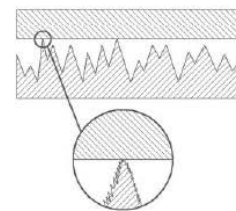
1. State Standard 8733-75. Weldless steel pipes, cold-formed and heat-formed (technical requirements); State Standard 10704-91. Electric-welded steel LSAW pipes (grade).
2. Braslavskiy V.M. Technology of rolling large parts using rollers. Moscow: Mashinostroenie. 1975. 160 p.
3. Drozd M.S., Matlin M.M., Sidiyakin Yu.I. Engineering calculations of elastic-plastic contact deformation. Moscow: Mashinostroenie. 1986. 224 p.
4. Sidiyakin Yu.I. Development of methods for calculating elastoplastic contact deformations in the processes of hardening of parts by surface plastic deformation. Moscow: TSNIITMASH. 2002. 34 p.
5. Sidiyakin Yu.I. Improving the efficiency of rollers hardening by treating with rollers or balls // Bulletin of Mechanical Engineering. 2001. no. 2. P. 43–49.
6. Sidiyakin Y.I., Olshtynsky S.N., Abakumova S.Y. Application of smoothing rollers in processes finishing-strengthening treatment of shafts' SPD // Proceedings of the 5th International Conference on Industrial Engineering. 2020. P. 1213–1222. https://doi.org/10.1007/978-3-030-22063-1_129
7. Oteniy Ya.N., Nikiforov N.I., Alabin V.A., Lavrentiev A.M. Ensuring the accuracy of the form of rotary processing of long thin-walled tubes // Hardening technologies and coatings. 2012. no. 7. P. 12–16.
8. Kononov E.G. Rotary surface treatment with automatic feeding. Minsk: Higher School. 1976. 192 p.
9. Sidiyakin Yu.I. Spherical model of elastic plastic contact deformation research. //Izvestia of VolgSTU. Progressive Technologies in Mechanical Engineering, issue 6, no. 12 (72). VolgSTU. Volgograd. 2010. P. 48–52.
10. Oteniy Ya.N. Ensuring shape accuracy during rotary rolling of long thin-walled pipes //Hardening technologies and coatings. 2012. No. 7. pp. 12–16.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article. The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 22.03.2025; одобрена после рецензирования 08.04.2025; принята к публикации 12.05.2025.

The article was submitted 22.03.2025; approved after reviewing 08.04.2025; assepted for publication 12.05.2025.



Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 40-48.

Science intensive technologies in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 40-48.

Научная статья

УДК 621.891.22

doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-40-48

Оценка несущей способности масел с присадками дитиофосфатов цинка и молибдена при испытаниях на четырёхшариковой машине

Илья Александрович Буяновский¹, Д.Т.Н.

Владимир Дмитриевич Самусенко², К.Т.Н.

Андрей Николаевич Большаков³, М.Н.С.

Юрий Иванович Щербаков⁴, М.Н.С.

^{1, 2, 3, 4} Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия

¹ buyan37@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0003-0691-5095>

² samusenkovd@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0001-8093-5372>

³ bolshakov.and@gmail.com, <https://orcid.org/0000-0003-2523-6565>

⁴ shcherbakov_1949@mail.ru, <https://orcid.org/0009-0000-9786-3491>

Аннотация. В статье представлена оценка несущей способности масел, содержащих присадки на основе дитиофосфатов цинка (ДФ-11, ДФ-11к) и молибдена (ПАФ-4) при трении в условиях граничной смазки. Эти присадки являются ключевыми компонентами современных смазочных материалов, которые обеспечивают необходимые трибологические свойства при тяжелых режимах работы. Исследовалось влияние металла в составе диалкилдитиофосфатов на их трибологические характеристики, в частности на несущую способность. Исследования проводились на стандартной четырёхшариковой машине с использованием нефтяного масла МС-20 в качестве базовой среды. Для оценки трибологических характеристик применялся метод РД50-531-85, который позволяет определить параметры линейной аппроксимации зависимости интенсивности изнашивания от контактного давления: коэффициент износа (k) и несущую способность p_0 . Данный подход обеспечивает более глубокий анализ трибологических свойств смазочных материалов, учитывающий контактные давления в процессе изнашивания. Полученные результаты показали, что цинксодержащие присадки обеспечивают значительно более высокую несущую способность смазочного слоя (1235 МПа для ДФ-11) по сравнению с молибденсодержащей присадкой (1038 МПа для ПАФ-4). Это указывает на формирование ими более прочной и износостойкой граничной пленки. В то же время, присадка на основе молибдена продемонстрировала лучшие антифрикционные свойства, показав самый низкий коэффициент трения. Таким образом, исследование показывает различие в функциональном действии присадок: дитиофосфаты цинка выступают как высокоэффективные противоизносные компоненты, повышающие предельную нагрузку, тогда как дитиофосфат молибдена проявляет себя преимущественно как модификатор трения. Полученные результаты важны для целенаправленной разработки рецептур масел для конкретных условий эксплуатации.

Ключевые слова: смазочные композиции, трибологически активные присадки, диалкилдитиофосфат цинка, диалкилдитиофосфат молибдена, несущая способность, четырёхшариковая машина

Для цитирования: Буяновский И.А., Самусенко В.Д., Большаков А.Н., Щербаков Ю.И. Оценка несущей способности масел с присадками дитиофосфатов цинка и молибдена при испытаниях на четырёхшариковой машине // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2025. № 10 (172). С. 40–48. doi: 10.30987/2223-4608-2025-10-40-48

Assessment of sustaining counter pressure of improver-inhabited oils containing additives of zinc and molybdenum dithiophosphates under friction in boundary lubrication mode

Ilya A. Buyanovsky¹, D. Eng.
Vladimir D. Samusenko², PhD Eng.
Andrey N. Bolshakov³, JRF
Yuri I. Shcherbakov⁴, JRF

^{1, 2, 3, 4} Federal Budget-Funded Research Institute for Machine Science named after A.A. Blagonravov, Moscow, Russia

¹ buyan37@mail.ru

² samusenkovd@gmail.com

³ bolshakov.and@gmail.com

⁴ shcherbakov_1949@mail.ru

Abstract. The article presents an assessment of the bearing capacity of oils containing additives based on zinc dithiophosphates (DF-11, DF-11k) and molybdenum dithiophosphates (PAF-4) during friction under boundary lubrication conditions. These additives are key components of modern lubricants, which provide the necessary tribological properties under severe operating conditions. The effect of the metal in the composition of dialkyl dithiophosphates on their tribological characteristics, in particular, on the bearing capacity, was studied. The studies were carried out on a standard four-ball machine using MS-20 petroleum oil as a base medium. To assess the tribological characteristics, the RD50-531-85 method was used, which allows determining the parameters of the linear approximation of the dependence of wear intensity on contact pressure: wear coefficient (k) and bearing capacity p_0 . This approach provides a more in-depth analysis of the tribological properties of lubricants, taking into account contact pressures during wear. The obtained results showed that zinc-containing additives provide a significantly higher load-bearing capacity of the lubricating layer (1235 MPa for DF-11) compared to the molybdenum-containing additive (1038 MPa for PAF-4). This indicates that they form a stronger and more wear-resistant boundary film. At the same time, the molybdenum-based additive demonstrated better antifriction properties, showing the lowest friction coefficient. Thus, the study shows the difference in the functional action of the additives: zinc dithiophosphates act as highly effective antiwear components that increase the ultimate load, while molybdenum dithiophosphate manifests itself primarily as a friction modifier. The obtained results are important for the targeted development of oil formulations for specific operating conditions.

Keywords: lubricants, tribologically active additives, zinc dialkyldithiophosphate, molybdenum dialkyldithiophosphate, bearing capacity, four-ball machine

For citation: Buyanovsky I.A., Samusenko V.D., Bolshakov A.N., Shcherbakov Yu.I. Assessment of sustaining counter pressure of improver-inhabited oils containing additives of zinc and molybdenum dithiophosphates under friction in boundary lubrication mode / Science intensive technology in mechanical engineering. 2025. № 10 (172). P. 40–48. doi: 10.30987/2223-4608-2025-9-40-48

Введение

Одним из наиболее эффективных путей обеспечения требуемого уровня долговечности и надёжности функционирования смазываемых узлов трения машин и механизмов современной техники является корректный выбор трибологически активных присадок для используемых смазочных материалов [1, 2]. В настоящее время наиболее распространёнными присадками к моторным маслам являются дитиофосфаты металлов (MeDDP), которые в зависимости от типа металла и строения органического радикала способны обеспечивать этим маслам антиокислительный, противоизносный или антифрикционный эффект или их сочетание [3]. Так, диалкилдитиофосфаты цинка (ZnDDP) широко используются в качестве антиокислительных и противоизносных присадок, а дитиофосфаты молибдена

(MoDDP) – в качестве противоизносных и антифрикционных присадок. Диалкилдитиофосфаты цинка были синтезированы в конце 1930-х гг. [4], запатентованы в качестве эффективных антиокислительных присадок к моторным маслам в 1941 г. [5], показали себя как прекрасные противоизносные присадки в 1955 г. [4]. С тех пор по выражению Х. Спайкса [5], дитиофосфаты цинка последние 75 лет являются ключевыми компонентами смазочных масел для картерных двигателей, обеспечивая им сочетание превосходного противоизносного, противозадирного и антиокислительного действия». Позднее был синтезирован дитиофосфат молибдена, который проявил себя как прекрасная высокотемпературная антифрикционная присадка («модификатор трения»), обладающая также определёнными противоизносными свойствами. Присадки MoDDP также до сих пор успешно применяется в моторных

маслах [3, 6, 7]. Высокая эффективность этих бифункциональных присадок обусловила многолетние исследования их противоизносных свойств. Однако такая важная характеристика смазочных слоёв, как их несущая способность, которая позволяет отдельно оценить переход от «установившегося» изнашивания к условно «безызносному режиму трения», пока не исследовалась. Целью статьи является оценка влияния металла на несущую способность диалкилдитиофосфатов цинка и молибдена как трибологически активных присадок к смазочным маслам

К настоящему времени накоплен значительный массив результатов исследований механизмов смазочного действия дитиофосфатов (в частности – дитиофосфатов ряда металлов) и большой опыт их практического использования в различных приложениях [8 – 11]. Тем не менее, исследования трибологических характеристик дитиофосфатов продолжается до сих пор. Об этом свидетельствует обзор [12], значительная часть которого посвящена анализу исследований трибологического поведения и механизмов смазочного действия новейших антифрикционных, противоизносных и противозадирных присадок, разрабатываемых на базе дитиофосфатов. Это свидетельствует о том, что потенциальные возможности этих присадок этого типа не до конца раскрыты. С другой стороны, как показано в обзоре [6], лабораторная оценка трибологических характеристик дитиофосфатов (во всяком случае – дитиофосфатов различных металлов), начиная с 60-ых годов XX века до настоящего времени, проводится на четырёхшариковых машинах, причём противоизносные свойства этих смазочных композиций как правило оцениваются по значению показателя износа D_{II} – средней величины диаметров пятен износа на нижних шариках за определённое время испытаний (по ГОСТ 9490-75 за 60 мин) при постоянной

нагрузке. Эти испытания не дают возможности идентифицировать основные стадии изнашивания шариков – приработку, установившееся изнашивание и «безызносное» изнашивание, при котором практически отсутствует изнашивание. В представленной статье приводятся результаты исследования процесса изнашивания шариков на стандартной четырёхшариковой машине при постоянной нагрузке, но при изменении длительности испытаний, что позволяет установить давление в трибологическом контакте, при котором происходит переход от интенсивного изнашивания в режиме граничной смазки к переходу к смешанной и возможно даже жидкостной смазке. Это позволило вместо применяемой в настоящее время оценки противоизносных свойств масла по величине диаметра пятна износа, полученной неизвестно при каком режиме, оценить интенсивность изнашивания этих шариков по идее М.М. Хрущева как функции контактного давления и смазочной способности масел [13 – 15], что позволяет отдельно оценить несущую способность граничного смазочного слоя и влияние давления на противоизносные свойства этих масел.

Исследуемые материалы и методы исследования

В качестве образцов присадок для трибологических испытаний диалкилдитиофосфатов цинка и молибдена в настоящей работе использовались соответственно присадки ДФ-11 и ПАФ-4, синтезированные группой компаний «Квалитет», которые были любезно предоставлены нам для испытаний. Для сравнения была также испытана синтезированная той же фирмой присадка ДФ-11к (вариант присадки ДФ-11 с повышенным содержанием активных ингредиентов). Активные компоненты перечисленных присадок приведены в табл. 1.

1. Содержание активных компонентов дитиофосфорных присадок

1. The content of active components of dithiophosphoric additives

Марка присадки	Элементы, %				
	Zn	P	S	N	Mo
ДФ-11	5,4	4,6	9,5	-	-
ДФ-11к	9,2	8,7	15,0	-	-
ПАФ-4	-	2,6	6,7	-	4,0

Поскольку ранее было показано [13], что базовые масла оказывают определённое влияние на характеристики несущей способности исследуемых присадок, но основное влияние на эти показатели оказывает присадка, для данного исследования было использовано одно базовое масло – минеральное масло МС-20 по ГОСТ 21743-76. Это масло селективной очистки, изготовленное из беспарафиновой нефти или парафиновой нефти с низким содержанием серы, применяемое в поршневых двигателях. Его кинематическая вязкость при 100 °С – 20,5 мм²/с, индекс вязкости (ИВ) – 80. Масло МС-20 обладает высокой термической и термоокислительной стабильностью, хорошей смазочной способностью, не агрессивно к металлам и сплавам. Исследуемые присадки вводили в базовое масло в концентрации 1 % (масс).

Метод оценки несущей способности смазочных сред РД50-531-85 применительно к оценке смазочной способности масел на стандартной четырёхшариковой машине был разработан в ИМАШ РАН на основе исследований М.М. Хрущева и Л.Ю. Пружанского [13]. Согласно [14], деформированный в процессе испытания объём материала шариков представляет собой два сферических сегмента, сложенных в виде двояковыпуклой линзы, а линейный износ h_i характеризуется средней глубиной изношенного слоя на нижних шариках. При постоянной нагрузке на узел трения геометрия контакта по мере изнашивания контактирующих шариков обеспечивает снижение контактного давления до такого уровня, при котором несущая способность трущихся поверхностей практически полностью компенсирует остаточное давление в трибологическом контакте за счёт образования химически модифицированных слоёв, которые обеспечивают выравнивание поверхностей трения, которое может привести к гидродинамическим эффектам, стимулирующим расклинивающее действие слоя смазочной жидкости и или за счёт высокоэффективной граничной смазки (например, избирательного переноса). Именно поэтому, использование метода оценки противоизносных свойств смазочных материалов при испытании на стандартной четырёхшариковой машине при постоянной нагрузке позволяет описать процесс изнашивания в виде параметров

линейной аппроксимации зависимости интенсивности изнашивания нижних шариков от давления в трибологическом контакте, которая в общем случае может быть описана уравнением

$$I_h = k(p - p_0), \quad (1)$$

где I_h – интенсивность линейного изнашивания нижних шаров; k – тангенс угла наклона графика зависимости интенсивности изнашивания I_h к оси абсцисс; p – текущее значение среднего давления в трибологическом контакте; p_0 – несущая способность контакта, т.е. предельное давление в трибологическом контакте, при котором интенсивность изнашивания в исследуемом смазочном материале снижается вследствие достижения приработки поверхностей контакта, достаточной для обеспечения реализации безыносной стадии процесса (т.е. интенсивность изнашивания условно равна нулю, как будет показано ниже). В соответствии с РД50-531-85 испытания проводились на четырёхшариковой машине со стандартными шариками диаметром 12,7 мм из стали ШХ-15 при общей длительности испытаний 120 мин, что при частоте вращения шпинделя машины 1460 мин⁻¹ соответствовало $4 \cdot 10^6$ мм пути трения S по нижним шарикам. Производилось графическое дифференцирование пути трения, в результате чего общий путь трения S был разбит на 8 равных участков ΔS , в конце каждого из которых на микроскопе с окулярным микрометром определялся средний диаметр пятен износа на нижних шариках.

Таким образом, для расчёта интенсивности изнашивания трущихся тел необходимо определить параметры k и p_0 линейной аппроксимации экспериментальной зависимости интенсивности линейного изнашивания от контактного давления. Эти параметры могут быть оценены путём графической обработки в соответствующих координатах или рассчитаны по формулам (7) и (8), приведённым в работе [13].

Эксперимент: проведение и обсуждение результатов

Как уже было отмечено, экспериментальные исследования противоизносных свойств исследованных смазочных композиций

проводили на четырёхшариковой машине ИМАШ конструкции Р.М. Матвеевского.

В соответствии с выбранным шагом дифференцирования – 15 мин – испытание составляет 8 этапов, после окончания каждого из которых производится измерение пятен износа на микроскопе с оптическим микрометром. Каждое испытание проводится два раза. Зависимости диаметров пятен износа шаров от продолжительности испытаний приведены на рис. 1. Каждое значение диаметра пятна износа на этом графике представляет собой осреднение по трём пятнам износа на нижних шариках и по значениям двух повторных испытаний.

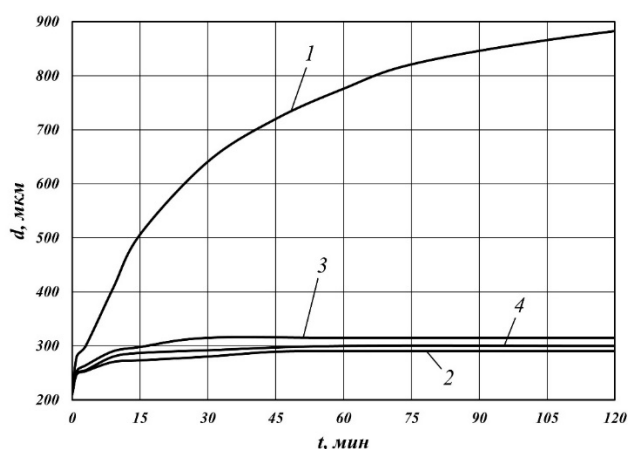


Рис. 1. Зависимости диаметров пятен износа d от продолжительности t испытаний на четырёхшариковой машине ИМАШ масла МС-20 (1) и растворов в этом масле присадок: ДФ-11 (2); ПАФ-4 (3); ДФ-11к (4)

Fig. 1. Dependences of the diameters of wear spots d on the duration t of tests on a four-ball test machine for MS-20 oil (1) and impure solutions with additives in this oil: DF-11 (2); PAF-4 (3); DF-11k (4)

Анализ рис. 1 показывает, что размер пятен износа в значительной степени зависит от наличия (или отсутствия) и природы присадок к базовому маслу, а также от продолжительности испытаний. Наиболее заметно это отражается на результатах испытаний масла без присадок (кривая 1). В случае с растворами исследуемых присадок процесс приработки заканчивался уже за 15...25 мин и происходил переход в режим практической «безыноса», причём минимальные диаметры пятен износа за всю продолжительность испытаний обеспечивала композиция масло МС-20 + ДФ-11.

Для оценки интенсивности линейного изнашивания от пути трения на каждом участке этого пути рассмотрим рис. 2.

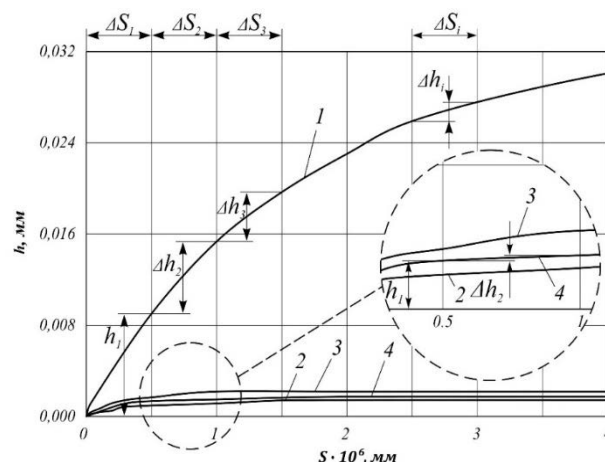


Рис. 2. Зависимость линейного износа h_i шариков от пути трения S при испытании на четырёхшариковой машине масла МС-20 (1) и растворов в этом масле присадок: ДФ-11 (2); ПАФ-4 (3); ДФ-11к (4)

Fig. 2. Dependence of linear wear of h_i balls on the friction path S when testing MS-20 oil (1) and solutions of additives in this oil on a four-ball machine: DF-11 (2); PAF-4 (3); DF-11k (4)

Поскольку значения диаметров пятен износа представляют собой сугубо качественную оценку противоизносных свойств смазочных композиций представим на рис. 2 полученные результаты исследования в виде зависимости линейного износа шарика в исследуемых средах от пути трения S . Линейный износ h_i на каждом участке с учётом упругого восстановления стали рассчитывался по формуле [15]:

$$h_i = \left(39,4d^2 - 2,732 \cdot 10^{-3} \frac{N}{d} \right) \cdot 10^{-3}, \quad (2)$$

где d – диаметр пятна износа; N – осевая нагрузка.

Интенсивность изнашивания I_h это отношение приращения износа Δh к пути трения ΔS , за который он образовался:

$$I_h = \frac{dh}{ds} \approx \frac{\Delta h}{\Delta S} = \frac{h_i - h_{(i-1)}}{S_i - S_{(i-1)}}, \quad (3)$$

где h_i и $h_{(i-1)}$ – линейные износы при путях трения S_i и $S_{(i-1)}$.

Среднее контактное давление на пути ΔS рассчитывается по формуле

$$p = \frac{1,0389N}{d_i^2 + d_{(i-1)}^2}, \quad (4)$$

где d_i и $d_{(i-1)}$ – диаметры пятен износа, измеренные соответственно по прохождению пути трения на каждом исследуемом участке для каждого исследуемого смазочного материала.

Параметры k и p_0 линейной аппроксимации экспериментальной зависимости интенсивности линейного изнашивания от контактного давления могут быть оценены путём графической обработки в соответствующих координатах, как показано выше, или рассчитаны по формулам (7) и (8), приведённым в работе [13].

Результаты проведённых исследований, позволившие установить разницу между трибологическим поведением сравниваемых исследуемых дитиофосфатов, и прежде всего – между поведением дитиофосфатов цинка и молибдена, приведены на рис. 3 в виде зависимостей интенсивности линейного изнашивания стальных шариков I_h от давления p в трибологическом контакте. Зависимости аппроксимируются прямыми, имеющими разные углы наклона к абсциссе, что свидетельствует о различных значениях параметра k , который является тангенсом этого угла, а экстраполяция указанных прямых на эту же ось координат,

которые определяют значения параметров p_0 для исследуемых смазочных композиций, также различны.

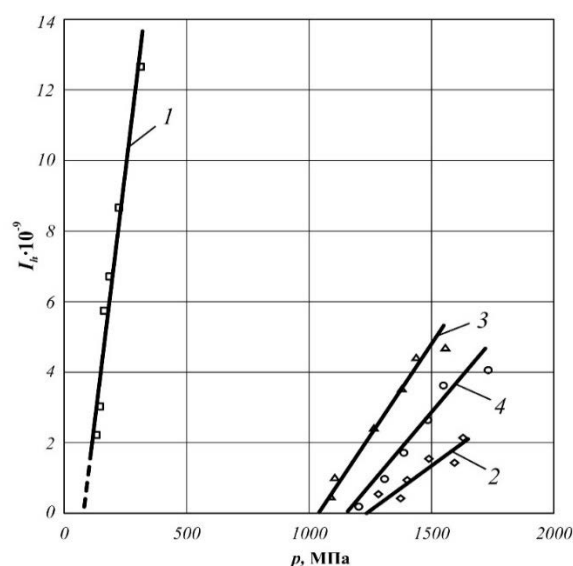


Рис. 3. Зависимости интенсивности изнашивания I_h от давления p в контакте при испытании на ЧШМ смазочных композиций: 1 – MC-20; 2 – MC-20 + ДФ-11; 3 – MC-20 + ПАФ-4; 4 – MC-20 + ДФ-11к

Fig. 3. Dependence of the wear intensity I_h on the pressure p in contact during the 4-BM test of lubricating compositions: 1 – MS-20; 2 – MS-20 + DF-11; 3 – MS-20 + PAF-4; 4 – MS-20 + DF-11k

Полученные таким образом значения параметров k и p_0 приведены в табл. 2. Там же приведены значения коэффициентов трения, замеренные в конце испытаний.

2. Параметры k и p_0 линейной аппроксимации зависимости интенсивности линейного изнашивания стальных шаров от контактного давления в среде 1 % растворов четырёх дитиофосфатов в масле MC-20

2. Parameters k and p_0 of a linear approximation of linear wear intensity dependence for steel balls on the contact pressure in a medium of 1 % solutions of four dithiophosphates in MS-20 oil

Параметры	Дитиофосфатные присадки, марки			
	-	ДФ-11	ПАФ-4	ДФ-11к
$k \cdot 10^{-9}$	0,0566	0,0051	0,0104	0,0082
p_0 , МПа	79	1235	1038	1151

Общая продолжительность испытания каждой из исследуемых смазочных композиций составляла 120 мин. при нагрузке на узел

трения 196 Н. Дополнительно на четырёхшариковой машине ИМАШ конструкции Р.М. Матвеевского для каждой исследуемой

смазочной композиции приведены диаметры пятен износа и коэффициенты трения в конце испытаний (табл. 3). Для наглядности

приводим также фотографии пятен износа исследуемых шариков после окончания испытаний (рис. 4).

3. Оценка противоизносных и антифрикционных свойств дитиофосфатов на четырёхшариковой машине ИМАШ при нагрузке 196 Н и продолжительности 120 мин

3. Evaluation of anti-wear and antifriction properties of dithiophosphates on a four-ball test machine with a load of 196 N and a duration of 120 min

Показатель	МС-20	МС-20 + 1 % ДФ-11	МС-20 + 1 % ПАФ-4	МС-20 + 1 % ДФ-11к
Диаметр пятна износа, мм	0,879	0,290	0,315	0,300
Коэффициент трения	0,054	0,048	0,045	0,050

Для наглядности на рис. 4 приведены пятна износа на шариках после завершения эксперимента.

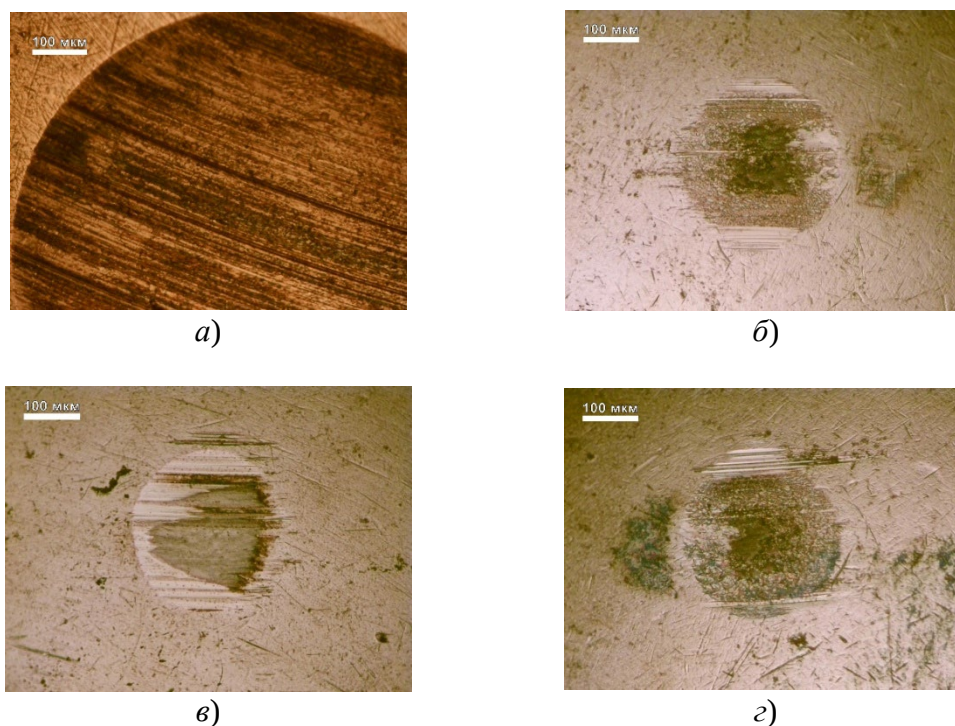


Рис. 4. Фотографии пятен износа нижних шариков после испытаний смазочных композиций на ЧШМ: а – МС-20; б – МС-20 + 1 % ДФ-11; в – МС-20 + 1 % ПАФ-4; г – МС-20 + 1 % ДФ-11к

Fig. 4. Photos of the wear spots of the lower balls after testing the lubricating compositions on the 4-BM: а – MS-20; б – MS-20 + 1 % DF-11; в – MS-20 + 1 % PAF-4; г – MS-20 + 1 % DF-11k

Как видно из фотографий на рис. 4 и из данных в табл. 3, введение в масло МС-20 любой из сравниваемых присадок существенно снижает диаметр пятен износа, а также снижает коэффициент трения. Кроме того, судя по этим фотографиям, сравниваемые пятна износа в сравниваемых средах заметно различаются

по рельефу, что особенно заметно при сравнении рельефа поверхности пятен износа, полученных в среде масла МС-20 без присадки (рис. 4, а), и рельефов поверхностей пятен износа, полученных при испытаниях масел с присадками (рис. 4, б, в и г). В то же время заметно, что микрорельефы пятен износа, полученные

при испытаниях композиций, содержащих дитиофосфаты цинка (рис. 5, б и 5, з), близки между собой, в то время как микрорельефы поверхностей пятен износа, полученные при испытаниях в растворе дитиофосфата молибдена ПАФ-4 явно отличаются от них (рис. 5, в).

Различие механизмов смазочного действия дитиофосфатов цинка и молибдена достаточно подробно рассмотрено в работах [3 – 5].

Совокупность представленных экспериментальных данных и результатов их обработки методом, зафиксированном РД50-531-85, позволяет сделать следующие заключения о трибологических характеристиках исследуемых смазочных материалов.

Использованная методика позволила экспериментально определить как значение параметра p_0 , которое характеризует несущую способность смазанного трибологического контакта, а также значение параметра k .

Масло МС-20 без присадок при испытаниях по РД50-535-85 ожидаемо показало самое низкое значение параметра p_0 , то есть самую низкую несущую способность вследствие незначительной величины участка реализации, и самое высокое значение параметра k , то есть самую низкую износостойкость. Добавление в масло исследуемых дитиофосфатов резко повышает как несущую способность смазочных слоёв исследуемых композиций, так и противоизносные свойства этих композиций. Анализ рис. 3 показывает, что наиболее высокие значения параметра p_0 для исследуемых смазочных композиций наблюдались для диалкилдитиофосфатов цинка ДФ-11 и ДФ-11к (соответственно 1235 и 1151 МПа) и достаточно низкие значения k ($0,0051$ и $0,0082 \cdot 10^{-9}$). Диалкилдитиофосфат молибдена ПАФ-4 оказывает несколько меньшую активность противоизносного действия ($p_0 = 1038$ МПа; $k = 0,0104 \cdot 10^{-9}$) и более интенсивное выплачивание поверхностей контакта.

Выводы

1. Для 1 % растворов дитиофосфатов цинка и молибдена (соответственно присадок ДФ-11 и ПАФ-4) в минеральном масле МС-20 при испытаниях на стандартной четырёхшариковой машине методом графического дифференцирования, разработанного ранее в ИМАШ РАН, экспериментально установлены значения характеризующих трибологическое поведение параметров k и p_0 линейной аппроксимации

взаимодействий между интенсивностями изнашивания трущихся.

2. Показано, что цинксоодержащие дитиофосфаты ДФ-11 и ДФ-11к обеспечивают маслу МС-20 более высокую несущую способность, чем молибденсодержащая присадка ПАФ-4.

3. Результаты проведённых экспериментов показали, что сопоставление результатов значений параметров k и p_0 , оцененных путём графического дифференцирования процесса изнашивания на стандартных четырёхшариковых машинах позволяет оценить несущую способность и противоизносные свойства смазочных сред.

4. Установлено, что молибденсодержащая присадка ПАФ-4 обеспечивает более высокие антифрикционные свойства маслу МС-20, содержащие цинк присадки ДФ-11.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Митин И.В., Татур И.Р. Моторные масла. М.: Изд-во «Проспект». 2025. 432 с.
2. Lubricants and Lubrication / Ed by J. Mang, W. Dressel. NY: John Wiley and Son, Ltd: 2018. 944 с.
3. Лашхи В.Л., Чудиновских А.Л. Физико-химические основы химмотологии моторных масел. М.: Издательский дом Недр. 2015. 355 с.
4. Spikes H. The history and mechanisms of ZDDP // Tribology Letters. 2004. Т. 17. № 3. С. 469–489.
5. Spikes H. Mechanisms of ZDDP // Tribology Letters. 2025. Т. 73. № 1. 38 p.
6. Буяновский И.А., Самусенко В.Д. Дитиофосфаты металлов как трибологически активные присадки к смазочным маслам // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2024. Т. 25. № 11. С. 501–507.
7. Spikes H. Friction modifier additives // Tribology Letters. 2015. Т. 60. № 1. 5 p.
8. Roache D.C., Devlin M., Li H. Mechanical properties of tribofilms formed by metal dithiophosphates // Tribology International. 2024. Т. 197. 109794 p.
9. Zhang J. Boundary lubrication of ZDDP // Tribology Letters. 2021. Т. 69. 8 p.
10. Sato K., Watanabe S., Sasaki S. High friction mechanism of ZDDP tribofilm based on in situ AFM observation of nanofriction and adhesion properties // Tribology Letters. 2022. Т. 70. № 3. 94 p.
11. Ueda M., Keidrich A., Spikes H. ZDDP tribofilm formation on nonferrous surfaces // Tribology Online. 2020. Т. 15. № 5. 318 p.
12. Chen Y., Renner P., Liang H. A review of current understanding in tribochemical reactions involving lubricant additives // Friction. 2023. Т. 11. № 4. Р. 489–512.
13. Буяновский И.А. Развитие идей М.М. Хрущева о триботехнических испытаниях материалов применительно к изучению противоизносных свойств масел // Трение и износ. Т. 11. № 6. С. 1124–1132.
14. Хрущов М.М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф. М.: Изд-во АН СССР. 1946. 160 с.

15. Feng I. A new approach in interpreting the four-ball wear results // Wear. 1962. Т. 5. №. 4. С. 275–288.
16. Большаков А.Н., Щербakov Ю.И. Трибологическое исследование дитиофосфатных присадок по РД 50-531-85 // Трибология: Труды XV Международной научно-технической конференции. М.: ИМАШ РАН, 2024. С. 24–25.

REFERENCES

1. Mitin I.V., Tatur I.R. Motor oils. Moscow: Prospekt, 2025, 432 p.
2. Lubricants and Lubrication / Ed by J. Mang, W. Dressel. NY: John Wiley and Son, Ltd: 2018. 944 p.
3. Lashkhi V.L., Chudinovskikh A.L. Physico-chemical fundamentals of chemmatology of motor oils. Moscow: Nedr Publishing House, 2015, 355 p.
4. Spikes H. The history and mechanisms of ZDDP // Tribology Letters. 2004. Т. 17. № 3. P. 469–489.
5. Spikes H. Mechanisms of ZDDP // Tribology Letters. 2025. Т. 73. № 1. 38 p.
6. Buyanovskiy I.A., Samusenko V.D. Metal dithiophosphates as tribologically active additives to lubricating oils // Assembly in mechanical engineering, instrument engineering. 2024. vol. 25. no. 11. pp. 501–507.
7. Spikes H. Friction modifier additives // Tribology Letters. 2015. Т. 60. № 1. 5 p.
8. Roache D.C., Devlin M., Li H. Mechanical properties of tribofilms formed by metal dithiophosphates // Tribology International. 2024. Т. 197. 109794 p.
9. Zhang J. Boundary lubrication of ZDDP // Tribology Letters. 2021. Т. 69. 8 p.
10. Sato K., Watanabe S., Sasaki S. High friction mechanism of ZDDP tribofilm based on in situ AFM observation of nanofriction and adhesion properties // Tribology Letters. 2022. Т. 70. № 3. 94 p.
11. Ueda M., Keidrich A., Spikes H. ZDDP tribofilm formation on nonferrous surfaces // Tribology Online. 2020. Т. 15. № 5. 318 p.
12. Chen Y., Renner P., Liang H. A review of current understanding in tribochemical reactions involving lubricant additives // Friction. 2023. Т. 11. № 4. P. 489–512.
13. Buyanovskiy I.A. The development of M.M. Khrushchev's ideas on tribotechnical testing of materials in relation to the study of anti-wear properties of oils // Friction and wear, vol. 11. no. 6. P. 1124–1132.
14. Khrushchev M.M. Investigation of the running-in of bearing alloys and center pins. Moscow: Publishing House of the USSR Academy of Sciences. 1946. 160 p.
15. Feng I. A new approach in interpreting the four-ball wear results // Wear. 1962. Т. 5. №. 4. P. 275–288.
16. Bolshakov A.N., Shcherbakov Yu.I. Tribological study of dithiophosphate additives according to RD 50-531-85 // Tribology: Proceedings of the XV-th International Scientific and Technical Conference. Moscow: IMASH RAS, 2024. P. 24–25.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 04.05.2025; одобрена после рецензирования 08.07.2025; принята к публикации 30.08.2025

The article was submitted 04.05.2025; approved after reviewing 08.07.2025; assepted for publication 30.08.2025

Учредитель и издатель: Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Брянский государственный технический университет»

Адрес редакции и издателя: 241035, Брянская область, г. Брянск, бульвар 50 лет Октября, 7

ФГБОУ ВО «Брянский государственный технический университет»

Телефон редакции журнала: 8-903-592-87-39, 8-903-868-85-68.

E-mail: naukatm@yandex.ru, editntm@yandex.ru

Вёрстка Н.А. Лукашов. Редактор А.Ю. Кленичева. Технический редактор Н.А. Лукашов.

Сдано в набор 17.10.2025. Выход в свет 30.10.2025.

Формат 60 × 84 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 5,58.

Тираж 500 экз. Свободная цена.

Отпечатано в лаборатории оперативной полиграфии

Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования

«Брянский государственный технический университет» 241035,

Брянская область, г. Брянск, ул. Институтская, 16

