

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

Том 23, Номер 3

ИЮЛЬ – СЕНТЯБРЬ 2021

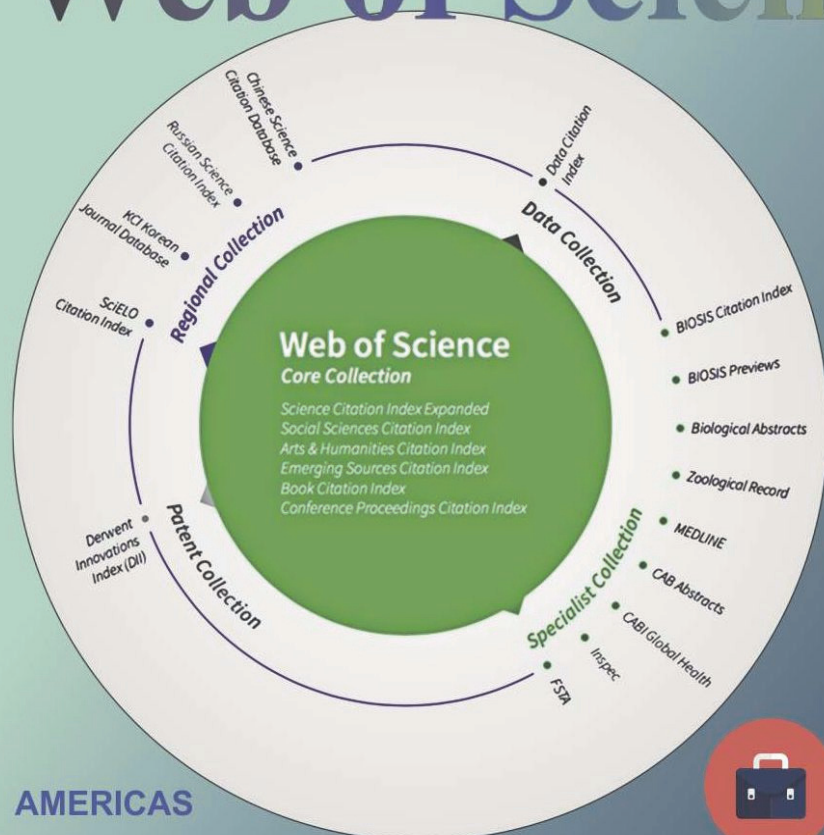
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

**ТЕХНОЛОГИЯ
ОБОРУДОВАНИЕ
ИНСТРУМЕНТЫ**

http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov

НОВОСИБИРСК

ПЛАТФОРМА Web of Science



Academic
Search™
Ultimate



Applied Science
& Technology
Source™ Ultimate



Business Source®
Ultimate



Humanities Source™ Ultimate



Sociology Source™ Ultimate

AMERICAS

Philadelphia +1 800 336 4474
+1 215 386 0100

EUROPE, MIDDLE EAST AND AFRICA

London +44 20 7433 4000

ASIA PACIFIC

Singapore +65 6411 6888
Tokyo +81 3 5218 6500

For a complete
office list, visit:
clarivate.com

EBSCO

Расширенная версия **ULTIMATE**
для успеха в научной работе

www.ebsco.com ■ + 420 2 34 700 600 ■ info.cr@ebsco.com

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ТЕХНОЛОГИЯ ОБОРУДОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТЫ

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

Том 23 № 3 2021 г.

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель совета

Пустовой Николай Васильевич – доктор технических наук, профессор, Заслуженный деятель науки РФ, член Национального комитета по теоретической и прикладной механике, президент НГТУ, г. Новосибирск (Российская Федерация)

Члены совета

Федеративная Республика Бразилия: **Альберто Морейра Хорхе**, профессор, доктор технических наук, Федеральный университет, г. Сан Карлос

Федеративная Республика Германия: **Монико Грайф**, профессор, доктор технических наук, Высшая школа Рейн-Майн, Университет прикладных наук, г. Рюссельсхайм, **Томас Хассел**, доктор технических наук, Ганноверский университет Вильгельма Лейбница, г. Гарбсен, **Флориан Нюрнбергер**, доктор технических наук, Ганноверский университет Вильгельма Лейбница, г. Гарбсен

Испания: **Чувиллин А.Л.**, кандидат физико-математических наук, профессор, научный руководитель группы электронной микроскопии «CIC nanoGUNE», г. Сан-Себастьян

Республика Беларусь: **Пантелеенко Ф.И.**, доктор технических наук, профессор, член-корреспондент НАН Беларуси, Заслуженный деятель науки Республики Беларусь, Белорусский национальный технический университет, г. Минск

Украина: **Ковалевский С.В.**, доктор технических наук, профессор, проректор по научно-педагогической работе Донбасской государственной машиностроительной академии, г. Краматорск

Российская Федерация: **Атапин В.Г.**, доктор техн. наук, профессор, НГТУ, г. Новосибирск, **Балков В.П.**, зам. ген. директора АО «ВНИИинструмент», канд. техн. наук, г. Москва, **Батаев В.А.**, доктор техн. наук, профессор, НГТУ, г. Новосибирск, **Буров В.Г.**, доктор техн. наук, профессор, НГТУ, г. Новосибирск, **Герасенко А.Н.**, директор ООО НПКФ «Машсервисприбор», г. Новосибирск, **Кирсанов С.В.**, доктор техн. наук, профессор, ТПУ, г. Томск, **Коротков А.Н.**, доктор техн. наук, профессор, академик РАН, КузГТУ, г. Кемерово, **Кудряшов Е.А.**, доктор техн. наук, профессор, Засл. деятель науки РФ, ЮЗГУ, г. Курск, **Лобанов Д.В.**, доктор техн. наук, доцент, ЧГУ, г. Чебоксары, **Макаров А.В.**, доктор техн. наук, член-корреспондент РАН, ИФМ УрО РАН, г. Екатеринбург, **Овчаренко А.Г.**, доктор техн. наук, профессор, БТИ АлтГТУ, г. Бийск, **Сараев Ю.Н.**, доктор техн. наук, профессор, ИФПМ СО РАН, г. Томск, **Янюшкин А.С.**, доктор техн. наук, профессор, ЧГУ, г. Чебоксары

В 2017 году журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» вошел в индекс цитирования *Emerging Sources Citation Index (ESCI)* базы *Web of Science*. Журналы, представленные в индексе цитирования *ESCI*, отвечают большинству базовых критериев *Core Collection* и расцениваются компанией *Clarivate Analytics* как наиболее влиятельные и востребованные издания, имеющие большую вероятность высокого научного интереса.

Журнал входит в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук».

Полный текст журнала «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» теперь можно найти в базах данных компании EBSCO Publishing) на платформе EBSCOhost. EBSCO Publishing является ведущим мировым агрегатором научных и популярных изданий, а также электронных и аудиокниг.

СОУЧРЕДИТЕЛИ

ФГБОУ ВО «Новосибирский государственный технический университет»
ООО НПКФ «Машсервисприбор»

ГЛАВНЫЙ РЕДАКТОР

Батаев Анатолий Андреевич – профессор,
доктор технических наук,
ректор НГТУ

ЗАМЕСТИТЕЛИ ГЛАВНОГО РЕДАКТОРА

Иванцовский Владимир Владимирович – доцент,
доктор технических наук

Скиба Вадим Юрьевич – доцент, кандидат технических наук

Ложкина Елена Алексеевна – редактор перевода текста
на английский язык,
кандидат технических наук

Перепечатка материалов из журнала «Обработка металлов» возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

ИЗДАЕТСЯ С 1999 г.

Периодичность – 4 номера в год

ИЗДАТЕЛЬ

ФГБОУ ВО «Новосибирский государственный технический университет»

Журнал включен в Реферативный журнал и Базы данных ВИНТИ. Сведения о журнале ежегодно публикуются в международной справочной системе по периодическим и продолжающимся изданиям «Ulrich's Periodicals Directory»

Журнал награжден в 2005 г. Большой Золотой Медалью Сибирской Ярмарки за освещение новых технологий, инструмента, оборудования для обработки металлов

Журнал зарегистрирован 01.03.2021 г. Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС77-80400

Индекс: **70590** («РОСПЕЧАТЬ»)

Адрес редакции и издателя:

630073, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5.

Тел. +7 (383) 346-17-75

Сайт журнала http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallor

E-mail: metal_working@mail.ru; metal_working@corp.nstu.ru

Цена свободная

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕХНОЛОГИЯ

Ардашев Д.В., Жуков А.С. Экспериментальное исследование взаимосвязи виброакустических параметров процесса шлифования с показателями макронеровности обработанной поверхности.....	6
Илюшкин Д.А., Солдатов В.Г., Петраков О.В., Котлярова И.А. К вопросу выбора и оптимизации параметров непрерывной лазерной сварки чугуна.....	20
Братан С.М., Рощупкин С.И., Харченко А.О., Часовитина А.С. Вычисление радиального съема материала и толщины слоя с текущей шероховатостью при шлифовании хрупких неметаллических материалов.....	31
Скиба В.Ю., Иванцовский В.В. Повышение эффективности поверхностно-термического упрочнения деталей машин в условиях совмещения обрабатывающих технологий, интегрируемых на единой станочной базе.....	45

ОБОРУДОВАНИЕ. ИНСТРУМЕНТЫ

Калашников К.Н., Чумаевский А.В., Калашникова Т.А., Иванов А.Н., Рубцов В.Е., Колубаев Е.А., Бакшаев В.А. К проблеме разрушения инструмента при получении неразъемных соединений толстостенных заготовок алюминиевых сплавов сваркой трением с перемешиванием.....	72
Заковоротный В.Л., Гвинджилia В.Е. Синергетический подход к повышению эффективности управления процессами обработки на металлорежущих станках.....	84

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Абдульменова Е.В., Кульков С.Н. Водород и его влияние на измельчение порошка никелида титана.....	100
Саблина Т.Ю., Севостьянова И.Н. Низкоэнергетическая механическая обработка порошка нестехиометрического карбида титана.....	112
Пугачева Н.Б., Николин Ю.В., Быкова Т.М., Сенаева Е.И. Влияние химического состава матрицы на структуру и свойства монолитных СВС-композитов.....	124
Банщикова И.А. Кинетические уравнения ползучести и повреждаемости для описания материалов с немонотонной зависимостью деформации при разрушении от напряжения.....	139
Королев А.А., Сергейченко С.В., Тимофеев К.Л., Мальцев Г.И., Воинков Р.С. Переработка висмутистых окислов.....	155

МАТЕРИАЛЫ РЕДАКЦИИ

Рекомендации по написанию научной статьи	166
Подготовка аннотации	171
Правила для авторов	175

МАТЕРИАЛЫ СОУЧЕРЕДИТЕЛЕЙ

183

Корректор Л.Н. Ветчакова
Художник-дизайнер А.В. Ладыжская
Компьютерная верстка Н.В. Гаврилова

Налоговая льгота – Общероссийский классификатор продукции
Издание соответствует коду 95 2000 ОК 005-93 (ОКП)

Подписано в печать 07.09.2021. Выход в свет 15.09.2021. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Усл. печ.л. 23,0. Уч.-изд. л. 42,78. Изд. № 148. Заказ 655. Тираж 300 экз.

Отпечатано в типографии Новосибирского государственного технического университета
630073, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

METAL WORKING & MATERIAL SCIENCE

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

Volume 23 No.3 2021 SCIENTIFIC, TECHNICAL AND INDUSTRIAL JOURNAL

EDITORIAL BOARD

EDITOR-IN-CHIEF:

Anatoliy A. Bataev, D.Sc. (Engineering), Professor, Rector,
Novosibirsk State Technical University,
Novosibirsk, Russian Federation

DEPUTIES EDITOR-IN-CHIEF:

Vladimir V. Ivancivsky, D.Sc. (Engineering), Associate Professor,
Department of Industrial Machinery Design,
Novosibirsk State Technical University,
Novosibirsk, Russian Federation

Vadim Y. Skeebe, Ph.D. (Engineering), Associate Professor,
Department of Industrial Machinery Design,
Novosibirsk State Technical University,
Novosibirsk, Russian Federation

Editor of the English translation:

Elena A. Lozhkina, Ph.D. (Engineering),
Department of Material Science in Mechanical Engineering,
Novosibirsk State Technical University,
Novosibirsk, Russian Federation

The journal is issued since 1999

Publication frequency – 4 numbers a year



Data on the journal are published in
«Ulrich's Periodical Directory»

Journal “Obrabotka Metallov” (“Metal Working and Material Science”) has been Indexed in Clarivate Analytics Services.



We sincerely happy to announce that Journal “Obrabotka Metallov” (“Metal Working and Material Science”), ISSN 1994-6309 / E-ISSN 2541-819X is selected for coverage in Clarivate Analytics (formerly Thomson Reuters) products and services started from July 10, 2017. Beginning with No. 1 (74) 2017, this publication will be indexed and abstracted in: Emerging Sources Citation Index.



Journal “Obrabotka Metallov” (“Metal Working & Material Science”) has entered into an electronic licensing relationship with EBSCO Publishing, the world's leading aggregator of full text journals, magazines and eBooks. The full text of JOURNAL can be found in the EBSCOhost™ databases.

📍 Novosibirsk State Technical University, Prospekt K. Marksa, 20,
Novosibirsk, 630073, Russia

☎ Tel.: +7 (383) 346-17-75

🌐 http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov

✉ E-mail: metal_working@mail.ru; metal_working@corp.nstu.ru

EDITORIAL COUNCIL CHAIRMAN:

Nikolai V. Pustovoy, D.Sc. (Engineering), Professor,
President, Novosibirsk State Technical University,
Novosibirsk, Russian Federation

MEMBERS:

The Federative Republic of Brazil:

Alberto Moreira Jorge Junior, Dr.-Ing., Full Professor;
Federal University of São Carlos, *São Carlos*

The Federal Republic of Germany:

Moniko Greif, Dr.-Ing., Professor,
Hochschule RheinMain University of Applied Sciences, *Russelsheim*

Florian Nürnberger, Dr.-Ing.,
Chief Engineer and Head of the Department “Technology of Materials”,
Leibniz Universität Hannover, *Garbsen*;

Thomas Hassel, Dr.-Ing.,
Head of Underwater Technology Center Hanover,
Leibniz Universität Hannover, *Garbsen*

The Spain:

Andrey L. Chuvilin, Ph.D. (Physics and Mathematics),
Ikerbasque Research Professor,
Head of Electron Microscopy Laboratory “CIC nanoGUNE”,
San Sebastian

The Republic of Belarus:

Fyodor I. Panteleenko, D.Sc. (Engineering), Professor,
First Vice-Rector, Corresponding Member of National Academy of Sciences of Belarus,
Belarusian National Technical University, *Minsk*

The Ukraine:

Sergiy V. Kovalevskyy, D.Sc. (Engineering), Professor,
Vice Rector for Research and Academic Affairs,
Donbass State Engineering Academy, *Kramatorsk*

The Russian Federation:

Vladimir G. Atapin, D.Sc. (Engineering), Professor,
Novosibirsk State Technical University, *Novosibirsk*;

Victor P. Balkov, Deputy general director,
Research and Development Tooling Institute “VNIINSTRUMENT”, *Moscow*;

Vladimir A. Bataev, D.Sc. (Engineering), Professor,
Novosibirsk State Technical University, *Novosibirsk*;

Vladimir G. Burov, D.Sc. (Engineering), Professor,
Novosibirsk State Technical University, *Novosibirsk*;

Aleksandr N. Gerasenko, Director,
Scientific and Production company “Mashservispribor”, *Novosibirsk*;

Sergey V. Kirsanov, D.Sc. (Engineering), Professor,
National Research Tomsk Polytechnic University, *Tomsk*;

Aleksandr N. Korotkov, D.Sc. (Engineering), Professor,
Kuzbass State Technical University, *Kemerovo*;

Evgeniy A. Kudryashov, D.Sc. (Engineering), Professor,
Southwest State University, *Kursk*;

Dmitry V. Lobanov, D.Sc. (Engineering), Associate Professor,
I.N. Ulianov Chuvash State University, *Cheboksary*;

Aleksey V. Makarov, D.Sc. (Engineering), Corresponding Member of RAS,
Head of division, Head of laboratory (Laboratory of Mechanical Properties)
M.N. Miheev Institute of Metal Physics,
Russian Academy of Sciences (Ural Branch), *Yekaterinburg*;

Aleksandr G. Ovcharenko, D.Sc. (Engineering), Professor,
Biysk Technological Institute, *Biysk*;

Yuriy N. Saraev, D.Sc. (Engineering), Professor,
Institute of Strength Physics and Materials Science,
Russian Academy of Sciences (Siberian Branch), *Tomsk*;

Alexander S. Yanyushkin, D.Sc. (Engineering), Professor,
I.N. Ulianov Chuvash State University, *Cheboksary*

CONTENTS

TECHNOLOGY

Ardashev D.V., Zhukov A.S. Experimental study of the relationship between the vibro-acoustic parameters of the grinding process and the macro-roughness of the treated surface.....	6
Ilyushkin D.A., Soldatov V.G., Petrakov O.V., Kotlyarova I.A. On the issue of selecting and optimizing parameters of continuous laser welding of cast iron.....	20
Bratan S.M., Roshchupkin S.I., Kharchenko A.O., Chasovitina A.S. Calculation of radial material removal and the thickness of the layer with the current roughness when grinding brittle non-metallic materials.....	31
Skeeba V.Yu., Ivancivsky V.V. Improving the efficiency of surface-thermal hardening of machine parts in conditions of combination of processing technologies, integrated on a single machine tool base.....	45

EQUIPMENT. INSTRUMENTS

Kalashnikov K.N., Chumaevskii A.V., Kalashnikova T.A., Ivanov A.N., Rubtsov V.E., Kolubaev E.A., Bakshaev V.A. On the problem of tool destruction when obtaining fixed joints of thick-walled aluminum alloy blanks by friction welding with mixing.....	72
Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Synergetic approach to improve the efficiency of machining process control on metal-cutting machines.....	84

MATERIAL SCIENCE

Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Hydrogen and its effect on the grinding of Ti-Ni powder.....	100
Sablina T.Yu., Sevostyanova I.N. Low energy mechanical treatment of non-stoichiometric titanium carbide powder.....	112
Pugacheva N.B., Nikolin Yu.V., Bykova T.M., Senaeva E.I. Influence of the chemical composition of the matrix on the structure and properties of monolithic SHS composites.....	124
Banshchikova I.A. Kinetic equations of creep and damage for description of materials with non-monotonic dependence of fracture strain on stress.....	139
Korolev A.A., Sergeichenko S.V., Timofeev K.L., Maltsev G.I., Voinkov R.S. Recycling of bismuth oxides.....	155

EDITORIAL MATERIALS

Guidelines for Writing a Scientific Paper	166
Abstract requirements	171
Rules for authors	175

FOUNDERS MATERIALS

183



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Экспериментальное исследование взаимосвязи виброакустических параметров процесса шлифования с показателями макронеровности обработанной поверхности

Дмитрий Ардашев ^a, Александр Жуков ^{b, *}

Южно-Уральский государственный университет, пр. Ленина, 76, г. Челябинск, 454080, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-8134-2525>,  ardashevdy@susu.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-9328-7148>,  89127773160@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.923.1 + 534.612.2

История статьи:

Поступила: 05 апреля 2021
 Рецензирование: 22 апреля 2021
 Принята к печати: 27 мая 2021
 Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Акустический анализ звука
 Корреляционно-регрессионный анализ
 Процесс шлифования
 Вибрации при шлифовании
 Уровень звука
 Отклонение от круглости
 Отклонение от цилиндричности

Финансирование:

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (грант № FENU-2020-0020).

АННОТАЦИЯ

Введение. Для оценки текущего состояния технологической системы (ТС) при шлифовании предпочтительно использовать косвенные критерии. Такие подходы в отличие от прямых методов измерения могут осуществляться без прерывания производственного процесса. Основными параметрами, используемыми при косвенной оценке состояния режущего инструмента, являются состояния (до и после обработки) заготовки, тепловые и электрические характеристики зоны резания, виброакустические колебания процесса, силовые измерения. Работа посвящена исследованию акустических параметров шлифования как достаточно информативной и наименее ресурсозатратной характеристики. **Актуальность** разработки методов оценки состояния ТС на основе звуковых и топографических характеристик имеет множество аспектов, главными из которых являются применимость при управлении шлифованием, прогнозирование состояния режущего инструмента и планирование операций технологического процесса. **Цель работы** состоит в разработке математической модели зависимости виброакустических параметров процесса круглого наружного врезного шлифования от величины макронеровностей шлифованного образца. Разработка такой модели является необходимым этапом при проектировании методики прогнозирования состояния инструмента. Соответственно **предметом** работы являются одновременно два параметра – уровень звука, возникающий в процессе шлифования, и отклонения формы поверхности шлифованных образцов от цилиндричности. **Методами исследования**, применяемыми для достижения обозначенной цели, служат эксперимент по изучению звуковых явлений, сопровождающих круглое наружное врезное шлифование; измерение макронеровностей поверхности образцов, подвергнутых обработке, с применением координатно-измерительной машины; корреляционно-регрессионный анализ для получения математических зависимостей. **Результаты и обсуждение.** Получены две частные множественные линейные регрессионные модели, описывающие влияние скорости врезной подачи и времени работы шлифовального круга на уровень звука при шлифовании и на отклонения от цилиндричности обработанных образцов. На их основе разработана общая модель, устанавливающая взаимосвязь между звуковой характеристикой и показателем макронеровности обработанной поверхности. Показано, что звуковые характеристики (например уровень звука) могут быть использованы в качестве косвенного показателя текущего состояния ТС, позволяющего дать оценку уровню вибраций и соответственно прогнозировать качество продукции.

Для цитирования: Ардашев Д.В., Жуков А.С. Экспериментальное исследование взаимосвязи виброакустических параметров процесса шлифования с показателями макронеровности обработанной поверхности // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 6–19. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-6-19.

Введение

Задача по обеспечению требований формы поверхностей при наружном шлифовании не уступает в своей значимости задачам по формированию требуемых шероховатости [1] или

точности диаметального размера. Для таких параметров, как износостойкость, работоспособность, надежность и долговечность сочленений узлов машин, соблюдение требований формы поверхностей деталей имеют наивысший приоритет. В частности, к таким требованиям относятся отклонения от круглости и цилиндричности.

Количество факторов, оказывающих влияние на параметр цилиндричности поверхности

*Адрес для переписки

Жуков Александр Сергеевич, магистрант
 Южно-Уральский государственный университет,
 пр. Ленина, 76,
 454080, г. Челябинск, Россия
 Тел.: 8 (351) 272-32-94, e-mail: 89127773160@mail.ru

при круглом наружном врезном шлифовании (КНВШ), велико. Однако влияние совокупности всех или большинства таких факторов на состояние обрабатываемой поверхности может быть учтено применением амплитудно-частотных характеристик технологической системы (ТС).

На учете вибрационных характеристик процесса шлифования сегодня основывается множество математических моделей, методик диагностики и прогнозирования состояний различных параметров технологической системы: технического состояния шлифовального оборудования [2]; текущего состояния шлифовального круга (ШК) [3–5]; качества обработанной поверхности [6]; отклонения от круглости с учетом кинематики процесса при бесцентровом шлифовании [7, 8] и др.

Негативное влияние высокоамплитудных вибраций на ТС в целом (повышение износа узлов и деталей станка, повышение вероятности их преждевременных отказов) и на качество продукции в частности (снижение параметров точности, шероховатости, отклонений формы) не вызывает сомнений и требует разработки способов и приемов раннего их обнаружения [9] и последующего исключения или минимизации [10–12].

Из приведенных литературных источников как зарубежных, так и отечественных видно, что в современном мире решение большинства задач, связанных с планированием производства, прогнозированием состояний ТС, оптимизации режимов шлифования, нивелирования погрешностей обработки и прочее основываются на разработке математических моделей (ММ).

Преимущество математического моделирования при описании сложных процессов и систем производства состоит в том, что данный метод позволяет исследовать конкретный параметр объекта, абстрагируясь от несущественных его характеристик, позволяет избежать высоких затрат, требующихся при их непосредственном исследовании. Построение модели и установление связи между фактором(ами) и откликом дает возможность выявить новые качественные характеристики объекта, неочевидные при других способах познания.

Из сказанного следует, что **целью** настоящей работы является разработка математической модели взаимосвязи виброакустических параме-

тров процесса КНВШ с величиной макронеровностей шлифованного образца.

Для достижения поставленной цели требуется решить следующие **задачи**:

- постановка эксперимента;
- обработка результатов эксперимента;
- разработка ММ звуковой характеристики;
- разработка ММ отклонений от цилиндричности;
- разработка обобщающей ММ взаимосвязи звуковой характеристики с отклонениями от цилиндричности.

Данное исследование проводится в рамках решения общей задачи по разработке методики прогнозирования периода стойкости ШК, основанной на применении косвенного звукового критерия процесса шлифования, не требующего для своей регистрации и обработки значительных вложений. Такая методика служит цели повышения эффективности операций шлифования в условиях многономенклатурного производства за счет рационального использования ресурса инструмента.

Методика исследований

Объектом экспериментального исследования является процесс КНВШ. Предмет исследования – акустические характеристики процесса.

Эксперимент (рис. 1) проводился на круглошлифовальном станке 3М151Ф2 с применением шлифовального круга 1 600×50×305 25A F46 L 6 V 50 2кл ГОСТ Р 52781–2007.

Режимы обработки:

- скорость вращения круга $V = 50$ м/с;
- скорость радиальной подачи круга S_p в зависимости от проводимого опыта составляет 0,2; 0,3; 0,5; 0,8 мм/мин;
- скорость вращения заготовки в центрах $S_k = 25$ м/мин;
- ширина шлифования $l_{ш} = 10$ мм;
- продолжительность обработки $t_1 = 1$ мин, $t_2 = 2$ мин, $t_3 = 5$ мин.

Образцы, используемые для проведения эксперимента, представляют собой диски из стали 45, диаметром 70 мм, твердостью 50...55 HRC₃.

При планировании эксперимента учитывались существующие работы по исследованию износа шлифовальных кругов [13]. Технологические условия приняты на основе часто приме-

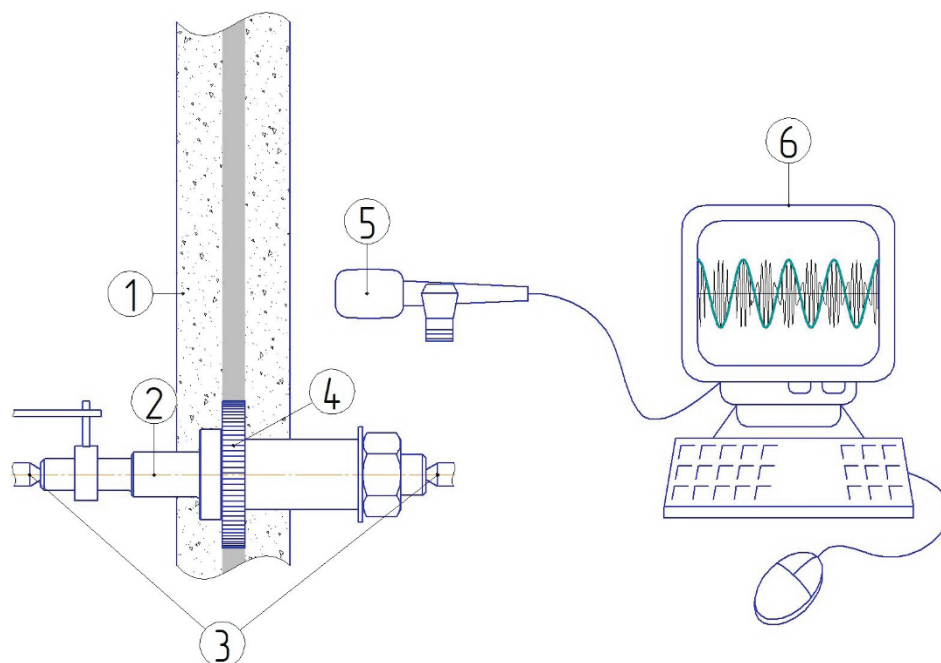


Рис. 1. Схема эксперимента:

1 – шлифовальный круг; 2 – оправка в центрах 3; 4 – образец из стали 45;
5 – микрофон; 6 – персональный компьютер

Fig. 1. Experiment scheme:

1 – grinding wheel; 2 – mandrel installed in centers 3; 4 – sample from steel 45;
5 – microphone; 6 – personal computer

няемых на производстве и уже исследованных в работах предшественников.

До начала опыта с поверхности образца удаляется припуск и следы предыдущей операции. ШК перед каждым новым опытом подвергается правке для обеспечения равных начальных условий и уменьшения вероятности возникновения соответствующей погрешности. Запись сигнала осуществлялась через компактный микрофон. В качестве инструмента для работы с полученными акустическими данными была выбрана программа для ПК – «SOUNDFORGEPro 13.0» как наиболее приемлемая по функционалу, доступности и удобству в обращении.

Подача смазывающе-охлаждающей жидкости (СОЖ) в зону резания осуществляется струйно-напорным способом через сопло, размещенное вблизи защитного кожуха ШК. Производительность насоса подачи СОЖ составляет 12 л/мин.

В задачу каждого отдельного опыта входит фиксирование (запись) сигнала акустических вибраций при определенной комбинации условий эксперимента ($S_{pi}; t_i$).

Помимо этого определен реальный профиль каждого шлифованного образца в двух сечениях.

Расстояния между сечениями равны 5 мм. Определение величины отклонений формы образцов произведено с помощью координатно-измерительной машины КИМ–1000. Был применен метод сканирования с дискретностью 0,1 мм. В результате были получены данные о координатах облака точек для каждого образца, которые подлежат дальнейшей обработке и анализу.

Результаты и их обсуждение

Звуковые дорожки, записанные на цифровой носитель, представляют собой объем данных, несущих информацию об изменении амплитуды и частоты колебаний звуковой волны во времени.

Спектральный анализ звука, генерируемого процессом шлифования, позволил определить распределение частот по спектру в каждый момент и их амплитуду.

Значения амплитуды уровня звука регистрировались в рамках так называемого информационного диапазона частот 700...780 Гц, установленного в работах В.Ф. Гурьянихина [14–15]. Информативный диапазон частот связан непосредственно с процессом резания. Природа

посторонних звуковых колебаний, несомненно присутствующих на получаемых записях (звуки работы гидравлических насосов; звуки высокочастотного вращения шлифовальной бабки и других узлов станка; звук, с которым СОЖ оmyвает зону резания и удаляется обратно в резервуар системы, и т. д.), отличаются от акустики шлифования и имеют другие значения частот. Следовательно, целесообразным является анализ звука в пределах информативного частотного диапазона.

Для повышения степени достоверности результатов эксперимента каждый опыт с неизменными факторами проводился трижды. В табл. 1 сведены усредненные из трех опытов данные по величине уровня звука, которые получили графическое отображение в виде точечных зависимостей распределения уровня звука на плоскости амплитуда–время (рис. 2 и 3).

Проанализировав графики акустики, можно выделить два характерных этапа.

Первый этап – этап интенсивного роста уровня звука. Здесь происходит обработка заготовки профилем ШК, сформированного правкой. Продолжительность этого этапа зависит от скорости резной подачи ШК. Шлифование на втором этапе происходит приработанным ШК. Рост уровня звука продолжается, однако происходит значительно медленнее по сравнению с первым этапом.

Лурье Г.Б. в своих работах, посвященных изучению вибраций технологической системы при шлифовании [16–18], обосновал разделение цикла износа абразивных зерен между правками на три этапа:

– начальный – период после правки, во время которого наблюдается повышенный износ режущих вершин зерен – происходит вырыв дефектных

Таблица 1

Table 1

Усредненные данные уровня звука для различных технологических условий

Average sound level data for various technological conditions

Время работы ШК, t , мин / Grinding wheel running time, t , min	Скорость резной подачи S_p , мм/мин / Radial feed rate S_p , mm/min			
	0,2	0,3	0,5	0,8
	Средний уровень звука β , дБ / Average sound level β , dB			
0,25	–54,67	–58,00	–62,67	–59,33
0,50	–52,00	–54,67	–59,33	–44,00
0,75	–48,67	–50,33	–47,33	–39,33
1,00	–50,00	–46,33	–42,33	–34,33
1,25	–46,67	–45,33	–37,33	–34,67
1,50	–45,33	–44,67	–34,33	–33,33
1,75	–42,33	–45,67	–33,67	–29,67
2,00	–42,67	–45,67	–34,67	–31,33
2,25	–41,00	–42,33	–34,33	–28,00
2,50	–39,67	–39,00	–31,67	–27,67
2,75	–41,33	–37,67	–32,67	–28,33
3,00	–39,67	–36,33	–32,00	–29,00
3,25	–38,00	–33,00	–31,67	–27,00
3,50	–37,33	–32,33	–30,67	–29,67
3,75	–35,67	–33,67	–32,00	–27,33
4,00	–34,67	–33,67	–32,00	–29,67
4,25	–33,67	–32,00	–32,00	–28,00
4,50	–34,67	–32,00	–30,67	–27,00
4,75	–34,00	–30,67	–30,67	–27,67
5,00	–32,00	–31,67	–31,33	–29,00

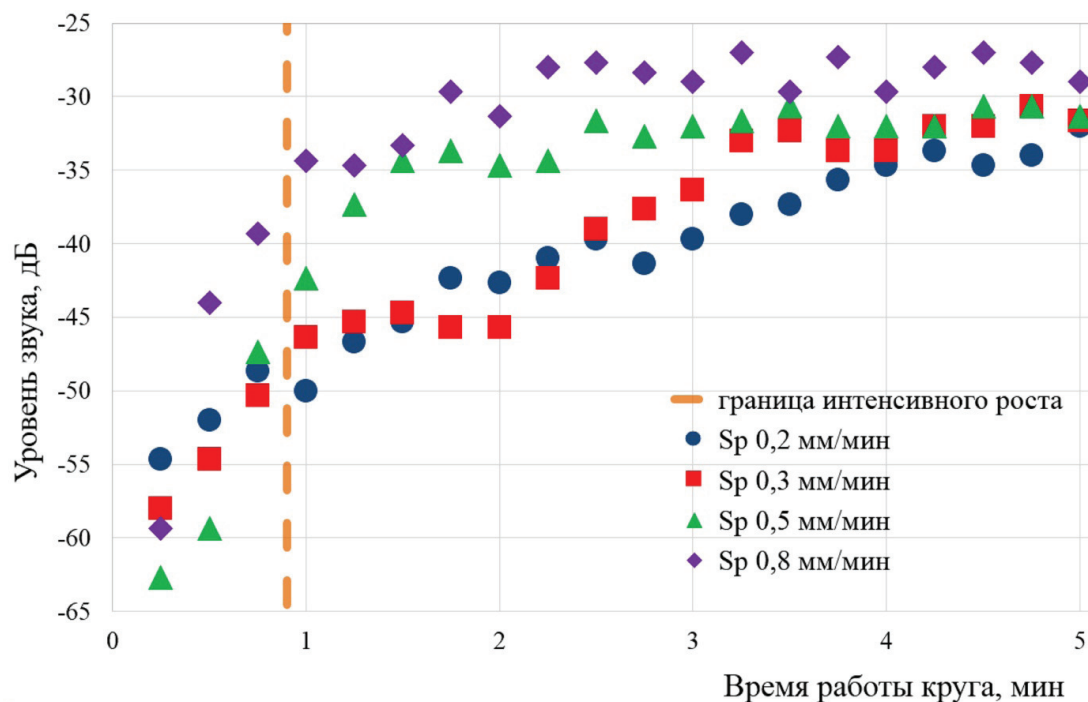


Рис. 2. Распределение значений амплитуд уровня звука во времени

Fig. 2. Distribution of sound level amplitudes in time

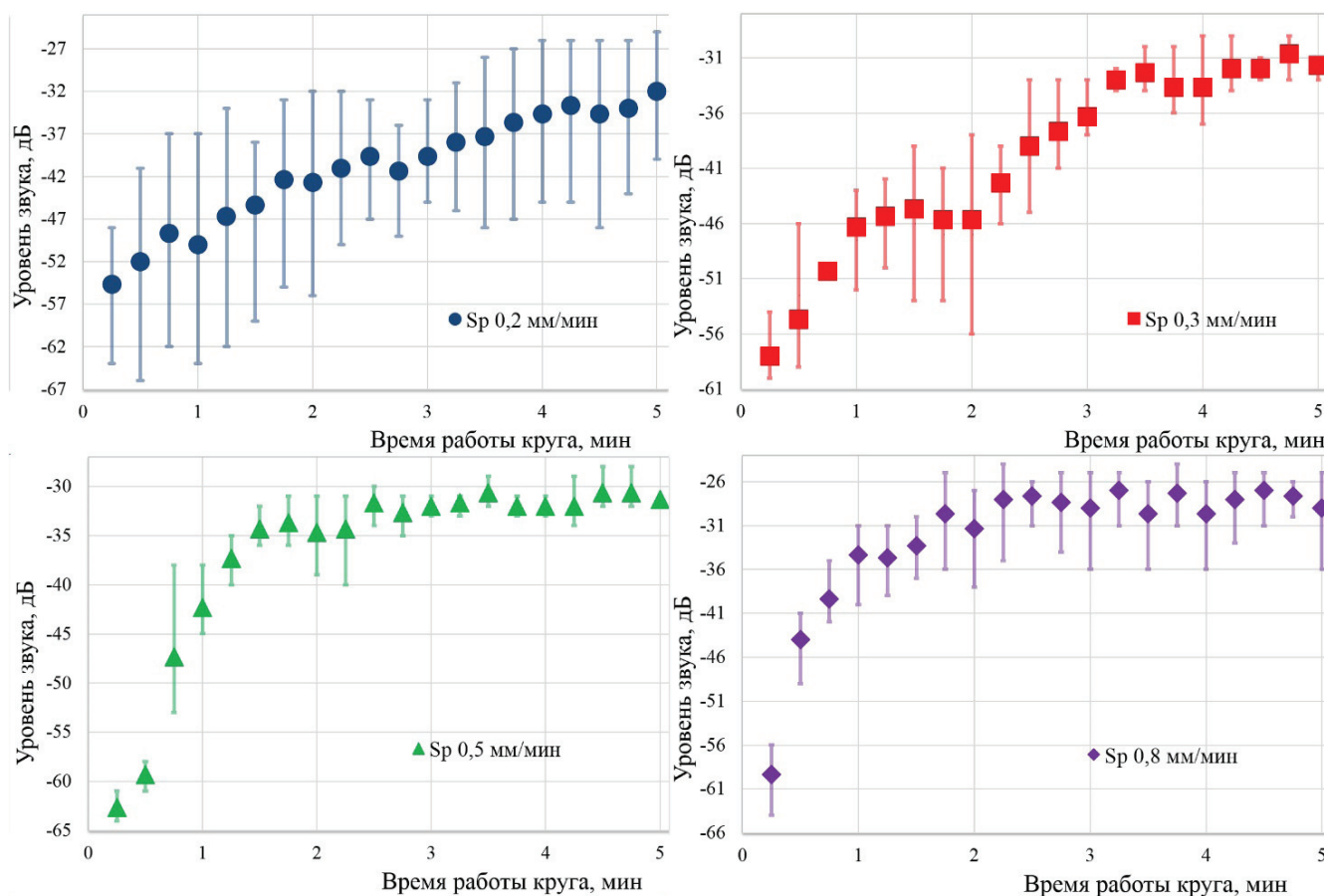


Рис. 3. Доверительные интервалы уровня звука

Fig. 3. Confidence intervals of sound level

по форме и невыгодно-ориентированных зерен; с поверхности ШК удаляется связка. Этап характеризуется малой продолжительностью, которая зависит от правки и от режимов обработки.

– нормальный – период, во время которого происходит механический износ режущих кромок абразивных зерен, при этом, по сравнению с начальным этапом, износ замедляется, на зернах образуются площадки износа. При повышенных режимах, когда нагрузка на абразивные зерна значительна, наблюдается откалывание от зерен более крупных частиц – явление самозатачивания.

– аварийный – этап, на котором вновь происходит усиление износа абразивного зерна частично вследствие увеличения амплитуды автоколебаний. Однако износ в рамках аварийного этапа происходит значительно медленнее по сравнению с нормальным периодом.

Более современные экспериментальные исследования износа шлифовальных кругов, выполненные А.А. Дьяковым, Д.В. Ардашевым [13], качественно подтверждают наличие начального и нормального этапа интенсивности износа абразивного зерна на примере изменений величины площадок затупления шлифовального

круга марки 1 600×50×305 24А F60 L 7 V 50 2кл ГОСТ Р 52781–2007 (рис. 4 [18]). Для различных подач четко выражен этап повышенной скорости увеличения площадок затупления и этап умеренной скорости увеличения площадок износа. Кроме того, определены значения времени для кругов с различными характеристиками, соответствующие продолжительности начального этапа.

Таким образом, данные, полученные в ходе эксперимента, согласуются с исследованиями Г.Б. Лурье, А.А. Дьяконова и Д.В. Ардашева. Можно утверждать, что рост уровня звука имеет корреляцию с ростом площадок затупления при шлифовании, кроме того, имеются схожие разделения характерных этапов поведения звуковых параметров и показателей износа шлифовального круга во времени.

Проведение корреляционно-регрессионного анализа данных эксперимента по исследованию особенностей поведения акустики, сопровождающей процесс шлифования, обусловлено необходимостью преобразования качественных зависимостей к математической форме.

В результате проведения ряда расчетов с применением приемов математической статистики

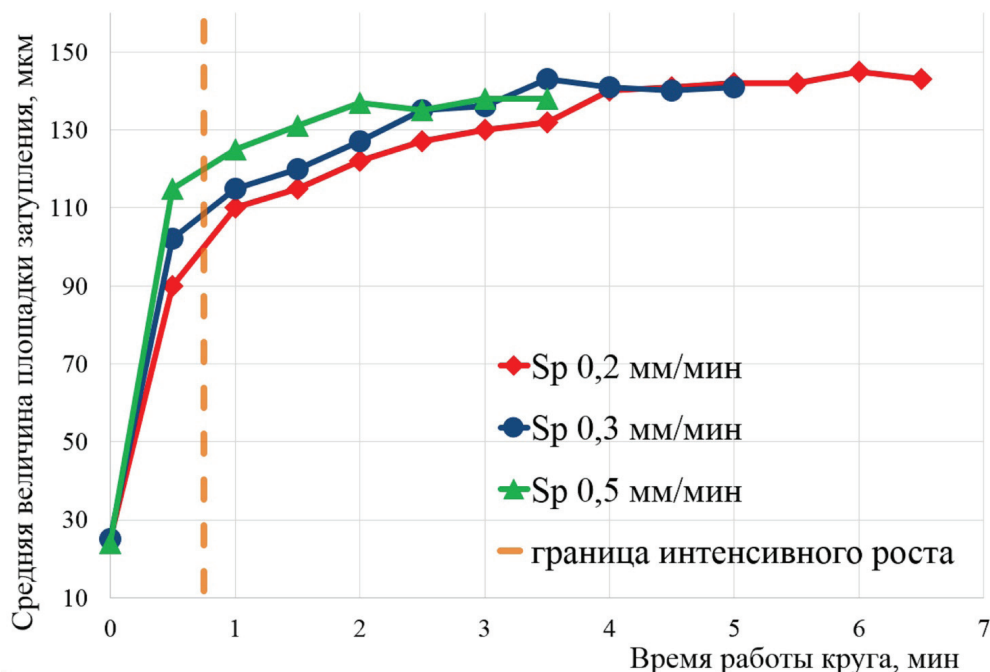


Рис. 4. Кривые зависимостей величины площадки затупления для различных подач по времени

Fig. 4. Curves of dependences of the size of the blunting area for different feeds over time

была получена множественная линейная регрессионная модель, устанавливающая взаимосвязь между факторами скорости врезной подачи (S_p , мм/мин) и временем работы ШК (t , мин) и параметром уровня звука (β , дБ):

$$\beta = -56,5 + 15,4S_p + 4,5t. \quad (1)$$

Проверка значимости полученной регрессионной модели проводится с помощью критерия Фишера. Табличное значение критерия Фишера для уровня значимости $P = 0,05$ и значений степеней свободы $f_R = 2$ и $f_e = 77$ составляет $F_{\text{табл}} = 3,115$. Расчетное значение определено в соответствии с методикой математической статистики:

$$F_p = 115,2 \gg F_{\text{табл}} = 3,115. \quad (2)$$

Поскольку расчетное значение критерия Фишера много больше табличного значения, можно заключить, что найденное уравнение регрессии является статистически значимым и может быть использовано для определения и прогнозирования величины уровня звука в зависимости от скорости врезной подачи и времени от начала обработки.

Дальнейшее исследование было сосредоточено на изучении макронеровностей шлифованных образцов. Критерием оценки макронеровностей было выбрано значение отклонения от цилиндричности поверхности образцов. ГОСТ 24642–81 определяет цилиндричность как наибольшее расстояние от точек реальной поверхности до прилегающего цилиндра в пределах нормируемого участка, т. е. значение цилиндричности измеренных образцов – это разность между наибольшим и наименьшим радиусом в двух сечениях.

Поскольку цилиндричность включает в себя такие параметры, как круглость, прямолинейность и параллельность [ГОСТ Р ИСО 230–1–2010], а также косвенно может характеризовать и точность размера, данный критерий следует признать наиболее удобным при комплексной оценке макронеровностей.

Анализ данных о координатах точек реальной поверхности шлифованных образцов, собранных с помощью КИМ, позволил сформировать полярные лепестковые диаграммы (круглограммы) (рис. 5), дающие визуально-графическое

представление о макронеровностях обработанных заготовок.

Анализ круглограмм показал, что неровности поверхностей образцов, выраженные через разности координат соседних точек, имеют непостоянный характер. В зависимости от комбинации значений рассматриваемых факторов отклонения от номинальной формы качественно отличаются. Кроме того, имеются и количественные отличия – параметр амплитуды неровностей. Наблюдается рост амплитуд неровностей с увеличением скорости радиальной подачи и с увеличением времени обработки.

Известно, что реальный профиль поверхности, полученной с помощью механической обработки, формируется из следующих составляющих: отклонения формы, волнистости и шероховатости [19–21], каждая из которых имеет уникальную природу и характерные параметры. Наличие всех составляющих формирования профиля имеет место на представленных круглограммах. С использованием данных круглограмм путем простейших вычислений определены значения цилиндричности образцов (табл. 2). На основании допущения, что в начальный момент форма образцов представляла собой идеальный геометрический цилиндр, становится возможным построение графика зависимостей цилиндричности от скорости врезной подачи по времени (рис. 6).

Из графика видно, что отклонения от цилиндричности возрастают с течением времени, а также имеет прямую зависимость от скорости врезной подачи. Кроме того, необходимо заметить некоторое отклонение от схожего характера возрастающих во времени значений отклонений от цилиндричности на подаче 0,8 мм/мин. Такое отклонение может быть связано с наличием режима самозатачивания ШК, которое в дальнейшем переходит в этап преимущественного затупления.

Для большей наглядности на рис. 7 приводятся кривые распределения значений радиуса, измеренного на КИМ – так называемые полигоны частот распределения размера для заготовок, шлифованных на подаче 0,8 мм/мин.

Наиболее заостренные пики кривых распределения характерны для устоявшегося режима шлифования (вторая минута) – при этом режиме разброс значений минимален, отклонения от

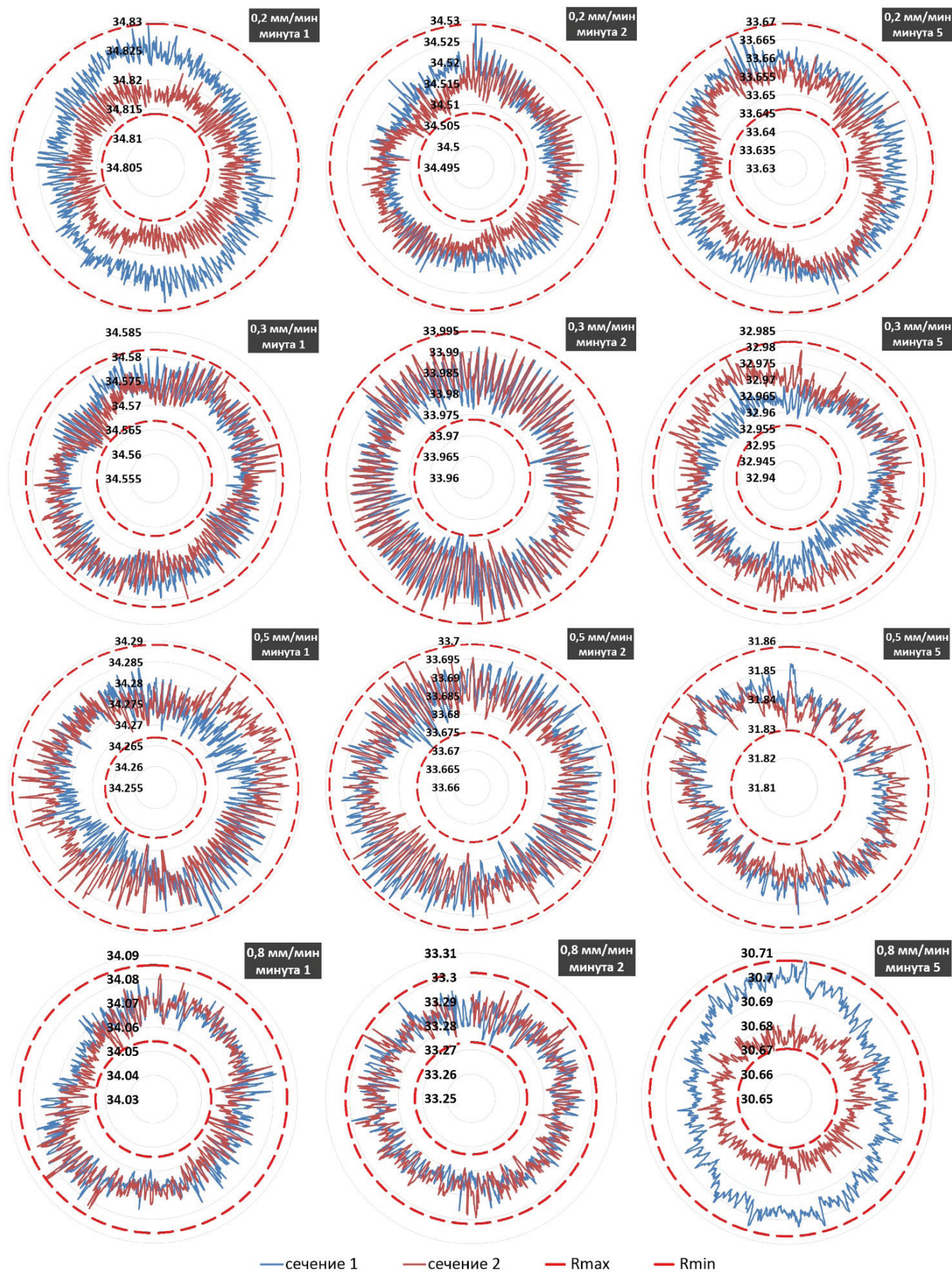


Рис. 5. Круглограммы

Fig. 5. Roundness charts

Значения отклонений от цилиндричности
Values of deviations from cylindricity

Время работы ШК, t , мин / Grinding wheel running time, t , min	Скорость врезной подачи S_p , мм/мин / Radial feed rate S_p , mm/min			
	0,2	0,3	0,5	0,8
	Отклонение от цилиндричности Δ , мм / Cylindricity deviation Δ , mm			
1	0,01542	0,01459	0,02214	0,03165
2	0,02115	0,02097	0,02401	0,02863
5	0,02323	0,02558	0,02849	0,03629

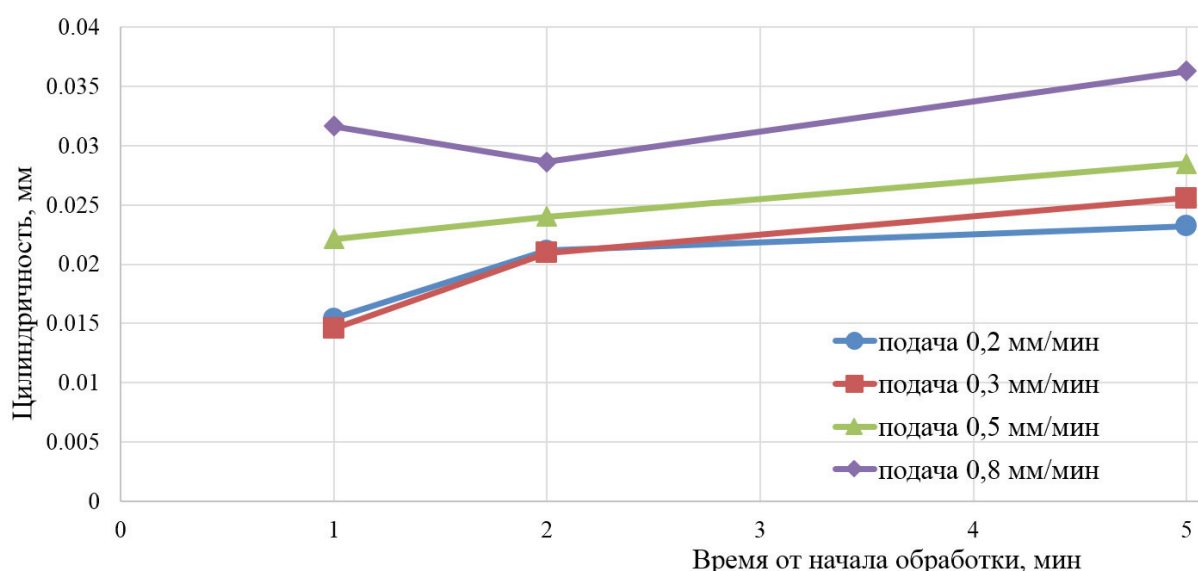


Рис. 6. Кривые изменения цилиндричности

Fig. 6. Broken line of cylindricity

идеальной геометрической формы малы. Начальный этап приработки характеризуется более пологой (холмообразной) формой кривой, что говорит о большей ширине разброса значений, меньшем постоянстве размера. И, наконец, после пяти минут обработки распределение значений формирует два отчетливых холма, показывающее стремление значений выборки к двум доминирующим значениям, что еще раз подтверждает наличие ярковыраженного отклонения формы – отклонения от цилиндричности.

В соответствии с [19], если при исследовании профиля обработанной заготовки не обнаружена периодическая составляющая, эмпирический закон распределения должен быть близок к нор-

мальному, поскольку нет оснований полагать, что какой-либо технологический фактор оказывает доминирующее воздействие на профиль поверхности, отклоняя его распределение от нормального.

Именно это и наблюдается на рис. 7. Распределение значений после первой и второй минуты шлифования соответствует закону Гаусса.

Кривая, построенная по данным, собранным после пяти минут шлифования, имеет две вершины. Это может свидетельствовать об отклонениях фактического распределения от нормального вследствие наличия систематической составляющей в профиле, однако при рассмо-

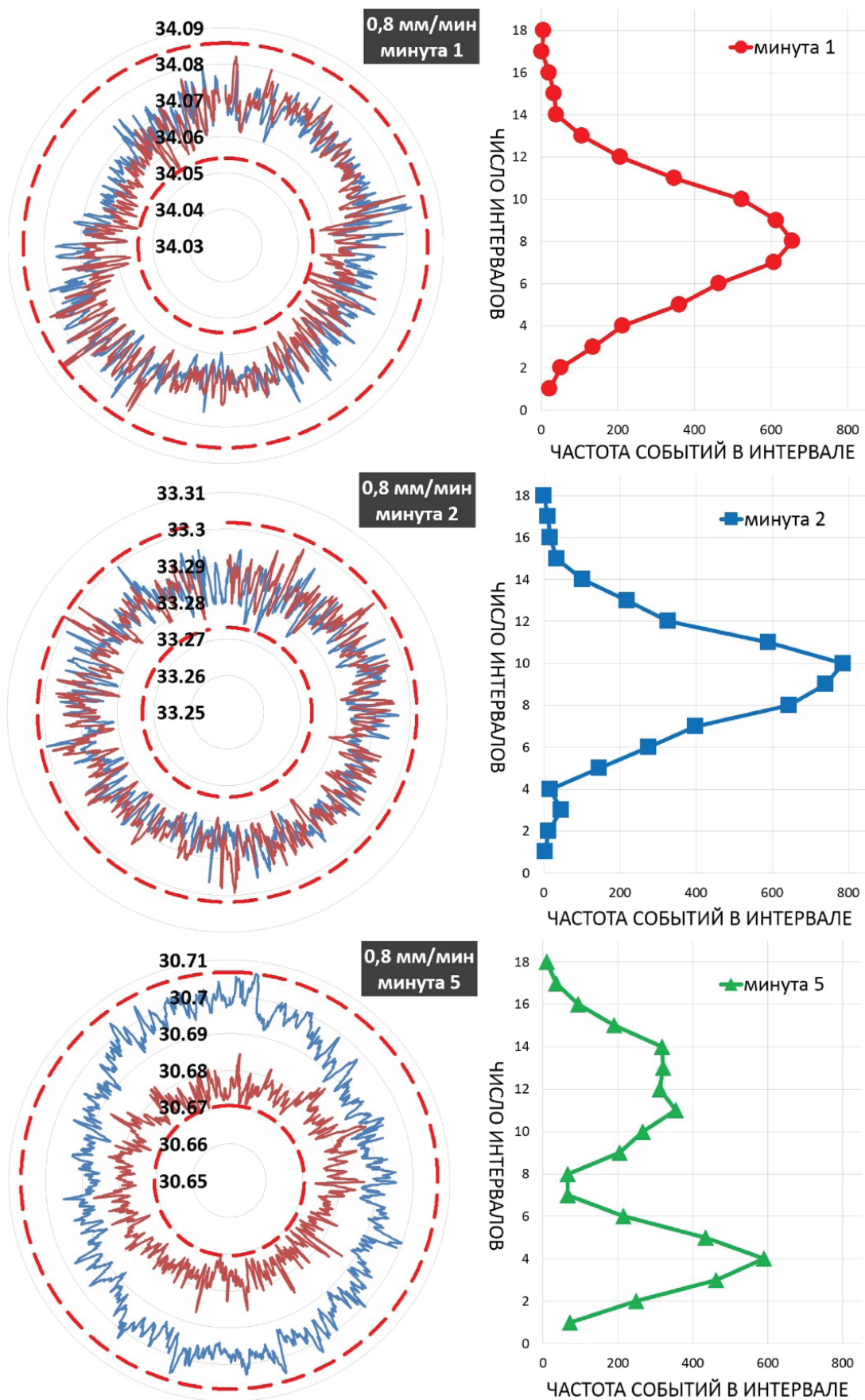


Рис. 7. Эмпирическое распределение макронеровностей

Fig. 7. Empirical distribution of macro-roughness

трении круглограммы очевидно, что причиной такого распределения является именно наличие конусообразной формы шлифованной поверхности. Кроме того, как утверждает Т. С. Лоповок, двувёршинность более характерна при обработке методами, имеющими мощную систематическую основу: точение, фрезерование, обкатывание и т.п. Операциям круглого наружного шлифования данное явление свойственно в гораздо меньшей степени.

Вновь применив метод корреляционно-регрессионного анализа, была построена математическая модель зависимости значения отклонения от цилиндричности (Δ , мм), от скорости врезной подачи (S_p , мм/мин) и времени работы ШК (t , мин):

$$\Delta = 0,006 + 0,012S_p + 0,046t. \quad (3)$$

Табличное значение критерия Фишера для уровня значимости $P = 0,05$ и значений степеней свободы $f_R = 2$ и $f_e = 13$ составляет $F_{\text{табл}} = 3,8$. Расчетное значение составило 9,75:

$$F_p = 9,75 < F_{\text{табл}} = 3,8. \quad (4)$$

Следовательно, можно считать полученную модель статистически значимой.

Существует возможность объединения выражений (1) и (3), выразив общую переменную времени и приравняв полученные выражения. Итоговое выражение после всех преобразований примет вид

$$\Delta = 0,001\beta + 0,004S_p + 0,065. \quad (5)$$

Математическая модель (5) отражает, каким образом отклонение от цилиндричности образца круглого профиля зависит от уровня звука, генерируемого в процессе шлифования с учетом радиальной подачи.

Основными факторами, влияние которых рассматривается в работе, являются скорость врезной подачи и время работы ШК. Влияние прочих технологических условий необходимо исследовать отдельно и вносить необходимые корректировки в полученную зависимость для расширения диапазона применимости математической модели.

Выводы

1. Параметр уровня звука, замеренного в процессе шлифования, имеет достаточно сложный характер в силу стохастической природы процесса шлифования, однако имеется общий тренд к росту по ходу обработки.

2. Качественно показано наличие двух характерных этапов развития звуковой характеристики процесса шлифования, согласующихся с этапами затупления ШК, по Г.Б. Лурье и А.А. Дьяконову.

3. Нарастающие амплитуды вибраций ТС в процессе шлифования оказывают непосредственное влияние на формирование макропрофиля поверхности обрабатываемой заготовки.

В свою очередь, скорость нарастания вибрации по ходу обработки зависит от значения скорости врезной подачи, применяющейся при обработке.

4. Разработаны математические регрессионные модели, отражающие влияние факторов скорости врезной подачи (S_p , мм/мин) и времени работы ШК (t , мин) на параметры уровня звука (β , дБ) и отклонение от цилиндричности шлифованного образца (Δ , мм).

Разработана также эмпирическая модель зависимости отклонений цилиндричности от уровня звука, дающая возможность прогнозировать при заданной скорости радиальной подачи значение отклонения от цилиндричности по уровню звука. Практическое применение данной модели необходимо ограничить следующими технологическими условиями:

- скорость резания – 50 м/с;
- скорость радиальной (врезной) подачи – 0,2...0,8 мм/мин;
- скорость вращения заготовки в центрах – 25 м/мин;
- продолжительность обработки – до 5 мин;
- шлифовальные круги из белого электрокорунда на керамической связке;
- заготовки из материала Ia группы обрабатываемости [22] диаметром 60...80 мм.

5. Звуковые характеристики в дальнейшем могут быть использованы в качестве косвенного показателя текущего состояния рабочей поверхности режущего инструмента, позволяющего дать оценку уровню вибраций, возникающих при обработке, что возможно позволит прогнозировать качество детали по параметру макропрофили обрабатываемой поверхности в режиме реального времени.

Список литературы

1. Evolution of surface roughness in grinding and its relationship with the dressing parameters and the radial wear / P. Puerto, R. Fernández, J. Madariaga, J. Arana, I. Gallego // *Procedia Engineering*. – 2013. – Vol. 63. – P. 174–182. – DOI: 10.1016/j.proeng.2013.08.181.
2. A unified approach towards performance monitoring and condition-based maintenance in grinding machines / Muhammad Ahmer, Par Marklund, Martin Gustafsson, Kim Berglund // *Procedia CIRP*. – 2020. – Vol. 93. – P. 1388–1393. – DOI: 10.1016/j.procir.2020.04.094.
3. Taewan Lee E., Fan Z., Sencer B. Real-time grinding wheel condition monitoring using linear imaging // *Procedia Manufacturing*. – 2020. – Vol. 49. – P. 139–143. – DOI: 10.1016/j.promfg.2020.07.009.
4. Игнатьев А.А., Коновалов В.В., Козлов Д.В. Определение периодичности правки шлифовального круга по виброакустическим колебаниям // *Вестник Саратовского государственного технического университета*. – 2014. – № 1 (74). – С. 71–74.
5. Захезин А.М., Малышева Т.В. Определение износа шлифовального круга по параметрам вибрации станка // *Вестник ЮУрГУ. Машиностроение*. – 2007. – № 11. – С. 48–53.
6. In-process characterization of surface finish in cylindrical grinding process using vibration and power signals / S. Mahata, P. Shakya, N.R. Babu, P.K. Prakasam // *Procedia CIRP*. – 2020. – Vol. 88. – P. 335–340. – DOI: 10.1016/j.procir.2020.05.058.
7. A novel approach to roundness generation analysis in centerless through-feed grinding in consider of decisive parameters of grinding gap by use of 3D kinematic simulation / M.H. Otaghvar, B. Hahn, H. Werner, H. Omiditabrizi, D. Bahre // *Procedia CIRP*. – 2018. – Vol. 77. – P. 247–250. – DOI: 10.1016/j.procir.2018.09.007.
8. Optimization of centerless through-feed grinding using 3D kinematic simulation / M.H. Otaghvar, B. Hahn, H. Werner, H. Omiditabrizi, D. Bahre // *Procedia CIRP*. – 2019. – Vol. 79. – P. 308–312. – DOI: 10.1016/j.procir.2019.02.072.
9. Abrasion monitoring and automatic chatter detection in cylindrical plunge grinding / M. Ahrens, R. Fischer, M. Dagen, B. Denkena, T. Ortmaier // *Procedia CIRP*. – 2013. – Vol. 8. – P. 374–378. – DOI: 10.1016/j.procir.2013.06.119.
10. Viitala R. Minimizing the bearing inner ring roundness error with installation shaft 3D grinding to reduce rotor subcritical response // *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. – 2020. – Vol. 30. – P. 140–148. – DOI: 10.1016/j.cirpj.2020.05.002.
11. An active damping method for chatter vibration in plunge grinding using electromagnetic actuators / M. Ahrens, M. Dagen, B. Denkena, T. Ortmaier // *Procedia CIRP*. – 2016. – Vol. 46. – P. 197–200. – DOI: 10.1016/j.procir.2016.03.200.
12. Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding / M. Ahrens, J. Damm, M. Dagen, B. Denkena, T. Ortmaier // *Procedia CIRP*. – 2017. – Vol. 58. – P. 422–427. – DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.
13. Dyakonov A.A., Ardashev D.V. Prediction of blunting area of abrasive grains on a grinding wheel // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – 2017. – Vol. 139 (12). – Art. 121004.
14. Гурьянихин В.Ф., Аринин Д.В. Влияние режимов шлифования на интенсивность акустического сигнала и показатели процесса круглого наружного врезного шлифования // *Вестник Ульяновского государственного технического университета*. – 2000. – № 4. – С. 79–83.
15. Гурьянихин В.Ф., Агафонов В.В., Панков А.А. Управление процессом круглого наружного врезного шлифования с использованием акустического сигнала // *СТИН*. – 2009. – № 2. – С. 35–40.
16. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 172 с.
17. Лурье Г.Б. Вибрации при шлифовании // *Станки и инструмент*. – 1959. – № 1. – С. 15–17.
18. Лурье Г.Б. Автоколебания при шлифовании // *Абразивы*. – М.: ЦБТИ, 1961. – Вып. 27. – С. 78–83.
19. Лоповок Т.С. Волнистость поверхности и ее измерение. – М.: Изд-во стандартов, 1973. – 184 с.
20. Raja J., Muralikrishnan B., Fu S. Recent advances in separation of roughness, waviness and form // *Precision Engineering*. – 2002. – Vol. 26, iss. 2. – P. 222–235. – DOI: 10.1016/S0141-6359(02)00103-4.
21. Молотников В.Я. Техническая механика: учебное пособие. – СПб.: Лань, 2017. – 476 с.
22. Режимы резания на работы, выполняемые на шлифовальных и доводочных станках с ручным управлением и полуавтоматах: справочник / Д.В. Ардашев, Д.Е. Анельчик, Г.И. Буторин, А.А. Дьяконов. – Челябинск: Атоксо, 2007. – 384 с.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Experimental study of the relationship between the vibro-acoustic parameters of the grinding process and the macro-roughness of the treated surface

Dmitrii Ardashev^a, Alexander Zhukov^{b, *}

South Ural State University, 76 Lenin prospekt, Chelyabinsk, 454080, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-8134-2525>, ardashevdy@susu.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-9328-7148>, 89127773160@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 05 April 2021

Revised: 22 April 2021

Accepted: 27 May 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Acoustic analysis of sound

Correlation and regression analysis

Grinding process

Vibration during grinding

Sound level

Deviations from circularity

Deviations from cylindricity

Funding

This research was funded by Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (grant No. FENU-2020-0020).

ABSTRACT

Introduction. To assess the current state of the technological system (TS) during grinding, it is preferable to use indirect criteria. Such approaches, in contrast to direct measurement methods, can be carried out without interrupting the production process. The main parameters used in the indirect assessment of the state of the cutting tool are the state of the workpiece (before and after processing), thermal and electrical characteristics of the cutting zone, vibroacoustic vibrations of the process, and force measurements. The work is devoted to the study of the acoustic parameters of grinding as a sufficiently informative and least resource-intensive characteristic. **The relevance** of the development of methods for assessing the state of the vehicle based on sound and topographic characteristics has many aspects, the main of which are applicability in grinding control, predicting the state of the cutting tool and planning the operations of the technological process. **The aim of the work** is to develop a mathematical model of the dependence of the vibroacoustic parameters of the external circular plunge-cut grinding process on the macro-roughness of the polished sample. The development of such a model is a necessary step in the design of a methodology for predicting the state of a tool. Accordingly, **the subject** of work is presented by two parameters simultaneously – the sound level arising in the process of grinding and the deviation of the surface shape of the ground images from cylindricity. **The research methods** used to achieve the designated aim were following: an experiment to study the sound phenomena accompanying round external plunge-cut grinding; measurement of macro-roughness of the surface of the samples, subjected to processing, using a coordinate measuring machine; correlation and regression analysis to obtain mathematical dependencies. **Results and discussion.** Two particular multiple linear regression models are obtained that describe the effect of the feed rate and the operating time of the grinding wheel on the sound level during grinding and on deviations from the cylindricity of the processed samples. On the basis of particulars, a general model is developed that establishes the relationship between the sound characteristic and the macro-roughness index of the treated surface. It is shown that the sound characteristics (for example, the sound level) can be used as an indirect indicator of the current state of the vehicle, which makes it possible to assess the level of vibrations and, accordingly, to predict the quality of products.

For citation: Ardashev D.V., Zhukov A.S. Experimental study of the relationship between the vibro-acoustic parameters of the grinding process and the macro-roughness of the treated surface. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 6–19. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-6-19. (In Russian).

References

1. Puerto P., Fernández R., Madariaga J., Arana J., Gallego I. Evolution of surface roughness in grinding and its relationship with the dressing parameters and the radial wear. *Procedia Engineering*, 2013, vol. 63, pp. 174–182. DOI: 10.1016/j.proeng.2013.08.181.
2. Ahmer M., Marklund P., Gustafsson M., Berglund K. A unified approach towards performance monitoring and condition-based maintenance in grinding machines. *Procedia CIRP*, 2020, vol. 93, pp. 1388–1393. DOI: 10.1016/j.procir.2020.04.094.
3. Taewan Lee E., Fan Z., Sencer B. Real-time grinding wheel condition monitoring using linear imaging sensor. *Procedia Manufacturing*, 2020, vol. 49, pp. 139–143. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.07.009.

* Corresponding author

Zhukov Alexander S., Master's Degree student

South Ural State University,

76 Lenin prospekt,

454080, Chelyabinsk, Russian Federation

Tel.: 8 (351) 272-32-94, e-mail: 89127773160@mail.ru

4. Ignatyev A.A., Konovalov V.V., Kozlov D.V. Opredelenie periodichnosti pravki shlifoval'nogo kruga po vibroakusticheskim kolebaniyam [Grinding wheel dressing frequency based on vibroacoustic fluctuations]. *Vestnik Saratovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo = Vestnik Saratov State Technical University*, 2014, no. 1 (74), pp. 71–74.
5. Zakhezin A.M., Malysheva T.V. Opredelenie iznosa shlifoval'nogo kruga po parametram vibratsii stanka [Determination of grinding wheel wear by vibration parameters of the machine]. *Vestnik YuUrGU. Seriya: Mashinostroenie = Bulletin of the South Ural State University. Series: Mechanical Engineering*, 2007, no. 11, pp. 48–53.
6. Mahata S., Shakya P., Babu N.R., Prakasam P.K. In-process characterization of surface finish in cylindrical grinding process using vibration and power signals. *Procedia CIRP*, 2020, vol. 88, pp. 335–340. DOI: 10.1016/j.procir.2020.05.058.
7. Otaghvar M.H., Hahn B., Werner H., Omiditabrizi H., Bahre D. A novel approach to roundness generation analysis in centerless through-feed grinding in consider of decisive parameters of grinding gap by use of 3D kinematic simulation. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 77, pp. 247–250. DOI: 10.1016/j.procir.2018.09.007.
8. Otaghvar M.H., Hahn B., Werner H., Omiditabrizi H., Bahre D. Optimization of centerless through-feed grinding using 3D kinematic simulation. *Procedia CIRP*, 2019, vol. 79, pp. 308–312. – DOI: 10.1016/j.procir.2019.02.072.
9. Ahrens M., Fischer R., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. Abrasion monitoring and automatic chatter detection in cylindrical plunge grinding. *Procedia CIRP*, 2013, vol. 8, pp. 374–378. DOI: 10.1016/j.procir.2013.06.119.
10. Viitala R. Minimizing the bearing inner ring roundness error with installation shaft 3D grinding to reduce rotor subcritical response. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2020, vol. 30, pp. 140–148. DOI: 10.1016/j.cirpj.2020.05.002.
11. Ahrens M., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. An active damping method for chatter vibration in plunge grinding using electromagnetic actuators. *Procedia CIRP*, 2016, vol. 46, pp. 197–200. DOI: 10.1016/j.procir.2016.03.200.
12. Ahrens M., Damm J., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding. *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 422–427. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.
13. Dyakonov A.A., Ardashev D.V. Prediction of blunting area of abrasive grains on a grinding wheel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2017, vol. 139 (12), art. 121004.
14. Guryanihin V.F., Arinin D.V. Vliyanie rezhimov shlifovaniya na intensivnost' akusticheskogo signala i pokazateli protsessa kruglogo naruzhnogo vrezhnogo shlifovaniya [The influence of grinding regimes or acoustic signal intensity and process parameters of round outside cut-in grinding]. *Vestnik Ul'yanovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Bulletin of Ulyanovsk state technical university*, 2000, no. 4, pp. 79–83.
15. Guryanikhin V.F., Agafonov V.V., Pankov A.A. Upravlenie protsessom kruglogo naruzhnogo vrezhnogo shlifovaniya s ispol'zovaniem akusticheskogo signala [Control of the process of external circular plunge-cut grinding using an acoustic signal]. *STIN = Machines and Tooling*, 2009, no. 2, pp. 35–40. (In Russian).
16. Lurie G.B. *Shlifovanie metallov* [Metal grinding]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1969. 172 p.
17. Lurie G.B. Vibratsii pri shlifovanii [Vibrations during grinding]. *Stanki i instrument = Machines and Tooling*, 1959, no. 1, pp. 15–17. (In Russian).
18. Lurie G.B. Avtokolebaniya pri shlifovanii [Self-oscillation during grinding]. *Abrazivy* [Abrasives]. Moscow, TsBTI Publ., 1961, iss. 27, pp. 78–83.
19. Lopovok T.S. *Volnistost' poverkhnosti i ee izmerenie* [Surface waviness and its measurement]. Moscow, Standards Publ., 1973. 184 p.
20. Raja J., Muralikrishnan B., Fu S. Recent advances in separation of roughness, waviness and form. *Precision Engineering*, 2002, vol. 26, pp. 222–235. DOI: 10.1016/S0141-6359(02)00103-4.
21. Molotnikov V.Ya. *Tekhnicheskaya mekhanika* [Technical mechanics]. St. Petersburg, Lan' Publ., 2017. 476 p.
22. Ardashev D.V., Anel'chik D.E., Butorin G.I., D'yakonov A.A. *Rezhimy rezaniya na raboty, vypolnyaemye na shlifoval'nykh i dovodochnykh stankakh s ruchnym upravleniem i poluavtomatakh* [Cutting modes for work performed on grinding and lapping machines with manual control and semiautomatic devices]. Chelyabinsk, Atokso Publ., 2007. 384 p.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



К вопросу выбора и оптимизации параметров непрерывной лазерной сварки чугуна

Дмитрий Илюшкин ^{a, *}, Валерий Солдатов ^b, Олег Петраков ^c, Ирина Котлярова ^d

Брянский государственный технический университет, бульвар 50 лет Октября, 7, г. Брянск, 241035, Россия

^a <https://orcid.org/0000-0002-4265-9570>, shirke@mail.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-6318-5522>, soldat-tu@bk.ru,
^c <https://orcid.org/0000-0003-4937-1411>, typeofpeople@mail.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0001-6162-0199>, ikotlyarova@list.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.791:[725+014]

История статьи:

Поступила: 19 января 2021
 Рецензирование: 26 января 2021
 Принята к печати: 05 августа 2021
 Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Лазерная сварка
 Чугун
 Регрессионный анализ
 Серый реляционный анализ
 Оптимизация

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. Чугуны крайне плохо переносят термические циклы сварки, в связи с чем требуется тщательно выбирать технологические параметры. Основными параметрами непрерывной лазерной сварки являются: мощность лазерного излучения, скорость сварки, параметры фокусирующей системы. **Цель работы** заключается в определении оптимальной мощности и скорости непрерывной лазерной сварки чугуна в зависимости от геометрии сварного шва. **В работе исследованы** сварочные швы, полученные на образцах из серого нелегированного чугуна с перлитной металлической основой, на иттербиевом волоконном лазере ЛС-1. **Методы исследования.** Количественную оценку геометрические параметры швов провели в программе для количественного анализа и обработки изображений ImageJ. Полученные данные обрабатывали методом регрессионного анализа. Для оптимизации параметров процесса составили ортогональный план пассивного эксперимента, включающий 9 опытов, в которых факторы варьировались на 3 равноотстоящих уровнях. Параметрами качества в пассивном эксперименте являлись геометрические размеры сварочной ванны и размеры зоны закалки. Для решения оптимизационной задачи использовали методы серого реляционного анализа и линейного программирования. **Результаты и обсуждения.** Полученные регрессионные модели объясняют значительную долю дисперсии зависимых переменных, коэффициенты регрессии, как и сами модели, статистически значимы, что свидетельствует о тесной линейной взаимосвязи между геометрией шва и параметрами процесса. Расчетная форма сварочной ванны в зависимости от мощности излучения и скорости сварки показывает, что сварочный шов требуемых размеров может быть получен при различных параметрах процесса, что позволяет решать многокритериальную оптимизационную задачу. Серая реляционная оценка геометрических параметров шва показывает, что наиболее подходящими параметрами с точки зрения получения шва максимальной глубины с минимальной шириной, выпуклостью (вогнутостью) и зоной закалки являются минимальная мощность и максимальная скорость сварки. Расчет оптимальной мощности излучения и скорости сварки в зависимости от глубины шва показал, что сварку малых толщин оптимально вести с минимальной мощностью, а глубину шва регулировать путем изменения скорости луча. Сварка больших толщин оптимальна на высокой скорости, при этом для увеличения глубины шва мощность должна возрастать.

Для цитирования: К вопросу выбора и оптимизации параметров непрерывной лазерной сварки чугуна / Д.А. Илюшкин, В.Г. Солдатов, О.В. Петраков, И.А. Котлярова // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 20–30. – DOI:10.17212/1994-6309-2021-23.3-20-30.

Введение

Технология лазерного производства – сравнительно новый технологический метод, который находит применение в сварке, резке, поверхностной обработке и упрочнении. В силу своей универсальности лазер может стать пер-

спективным инструментом в единичном и мелкосерийном производстве.

По сравнению с электродуговой сваркой, получившей самое широкое распространение, лазерная сварка имеет ряд преимуществ: шов не загрязняется материалом электрода, из расплава улетучивается ряд вредных примесей (сера, кислород, азот и др.), снижается склонность к образованию горячих и холодных трещин, улучшаются условия кристаллизации, что повышает свойства шва. Кроме этого существенно повышается производительность [1].

*Адрес для переписки

Илюшкин Дмитрий Алексеевич, к.т.н., доцент
 Брянский государственный технический университет,
 бульвар 50 лет Октября, дом 7,
 241035, г. Брянск, Россия
 Тел.: 8 (4832) 58-82-61, e-mail: shirke@mail.ru

Лазерные технологии обработки чугуна могут быть использованы для получения сварно-литых изделий, ремонта, исправления дефектов, поверхностного микролегирования и улучшения их эксплуатационных характеристик [2].

Чугуны имеют пористую структуру. Включения графита, нарушающие сплошность его металлической основы, затрудняют процесс сварки, приводят к пористости и дефектам сварного шва [3, 4]. При плавлении и последующей кристаллизации в сварочной ванне образуется структура белого чугуна [5–7]. В связи с этим чугуны крайне плохо переносят термические циклы сварки: неоднородность структуры, а также местные напряжения приводят к хрупкости [8].

В зависимости от рабочих параметров лазера принято различать два характерных режима лазерной сварки: сварка малых толщин (до 1 мм) и сварка с глубоким проплавлением (более 1 мм). Принципиальным отличием первой группы являются режимы, обеспечивающие только плавление материала без его интенсивного испарения. Процессы в сварочной ванне нестационарные и неустойчивые. Сварка с глубоким проплавлением сопровождается образованием турбулентных течений расплава и парогазового канала [9].

Геометрические параметры сварочной ванны (глубина, ширина и их соотношение) являются одним из показателей качества сварного шва и для двух описанных режимов сварки различаются. Основными технологическими параметрами, обеспечивающими заданную геометрию ванны, являются мощность излучения, скорость сварки и параметры фокусирующей системы [1].

При низких скоростях парогазовый канал имеет цилиндрическую форму, соотношение сторон сварочной ванны может быть довольно большим, тогда как при высоких скоростях соотношение сторон низкое [10].

Для выбора оптимальных параметров процесса сварки, оптимизации структуры чугуна, повышения энергетической эффективности необходимы математические модели процесса.

Модели, основанные на уравнениях баланса энергии и импульса, позволяют количественно оценить зависимость глубины зоны плавления и других геометрических характеристик швов от основных технологических параметров сварки [11–13]. Однако оптимальная скорость сварки

зависит не только от параметров излучения, но и от структуры свариваемых материалов, например, от поведения графитной фазы при сварке чугуна. При чрезмерно малых или слишком больших скоростях процесс становится нестабильным. Так, в работе [14] показано, что при высокой мощности излучения и относительно небольшом времени лазерного воздействия значительная часть графита в структуре зоны плавления сохраняется. Увеличение времени лазерного воздействия при высокой мощности приводит к взрывному испарению и сублимации графита, что сопровождается образованием кратеров на поверхности шва. Данные явления значительно затрудняют математическое описание процесса.

В работе [15] показано, что для построения эффективной модели прогнозирования качества сварного шва необходимо рассматривать множество параметров. В качестве примера приведена упрощенная прогностическая модель на основе искусственной нейронной сети, демонстрирующая возможные и перспективные показатели прогнозирования качества сварки листа из низкоуглеродистой оцинкованной стали.

В работе [16] приведены качественные данные о влиянии двух параметров процесса на геометрические параметры ванны (табл. 1, [16]). Кроме того, имеются рекомендации по выбору оптимальных параметров для некоторых сталей и сплавов цветных металлов.

В работе [17] показано, что площадь сечения зоны плавления (геометрия сварочной ванны) при сварке чугуна нирезист пропорциональна времени лазерного воздействия: при снижении скорости луча убыль массы расплава в результате его испарения растет.

В работе [18] методом планирования факторного эксперимента построены математические модели, связывающие глубину сварочной ванны с мощностью излучения, скоростью сварки и фокусным расстоянием. Показана значительная разница в оценках коэффициентов при сварке сталей двух различных марок. Это указывает на то, что универсальных статистических моделей для оценки геометрии сварочной ванны не существует: модели применимы только к тому набору данных, на которых они построены.

Структура чугуна при одном и том же химическом составе может иметь непредсказуемое и

Таблица 1

Table 1

Влияние двух параметров лазерной сварки на различные геометрические параметры сварочной ванны

Influence of two laser welding parameters on various weld pool geometry parameters

Геометрический параметр/ Geometry parameter	Параметр процесса/ Process parameter	
	Мощность лазера/ Laser power	Скорость сварки/ Welding speed
Глубина ванны/ Weld pool depth	+	–
Ширина ванны/ Weld pool width	+	–
Отношение глубина/ширина ванны/ Weld pool depth /width ratio	В работе не указано/ not state in the report	+
Длина ванны / Weld pool length	+	–
Радиус пароголового канала/ Keyhole radius	+	–
Скорость охлаждения/ Cooling rate	–	+
Площадь поверхности ванны/ Weld pool surface area	+	–
Скорость испарения/ Vaporization rate	+	В работе не указано/ not state in the report

хаотичное распределение графитных включений различной формы и размеров. Поведение графитной фазы при плавлении, как было отмечено выше, зависит от режима сварки, что в итоге определяет основные характеристики и качество сварного шва.

Таким образом, для повышения энергоэффективности процесса и обеспечения требуемой геометрии сварочной ванны для каждого варианта техпроцесса требуется подбор оптимальных режимов сварки. Данная задача эффективно решается с применением математических моделей. В связи с этим возникает необходимость в изучении и количественной оценке геометрии сварочной ванны при сварке чугуна с различной структурой в зависимости от технологических параметров процесса.

Цель работы заключается в построении математической модели сварки чугуна с пластинчатым графитом и определении оптимальной мощности и скорости сварки в зависимости от геометрии сварочной ванны.

Задачи работы

1. Проведение эксперимента и регрессионный анализ зависимости геометрии сварочной ванны от режимов сварки.

2. Изучение структуры чугуна в зоне плавления.

3. Серая реляционная оценка геометрических параметров ванны.

4. Расчет оптимальной мощности излучения и скорости сварки в зависимости от геометрии сварочной ванны.

Методика исследований

Для эксперимента были изготовлены цилиндрические образцы диаметром 30 мм и высотой 10 мм из серого нелегированного чугуна с перлитной металлической основой. Чугуны с такой структурой имеют хорошую прокаливаемость, что упрощает оценку влияния параметров сварки на размеры зоны термического влияния. Лазерную обработку для моделирования процесса сварки провели на иттербиевом волоконном лазере ЛС-1 в соответствии с планом (табл. 2). Фокусное расстояние в эксперименте не варьировалось и составляло 120 мм.

На расстоянии, исключающем термическое влияние, проплавили 4 дорожки на каждом образце. Образцы изучали традиционными металлографическими методами. Исследование про-

Таблица 2

Table 2

**План эксперимента
Design of experiment**

Образец/ Sample	Мощность излучения, кВт/ Laser power, kW	Скорость сварки, мм/с/ Welding speed, mm/s
1	0,7	50
2	1,3	20
3	0,575	35
4	1,0	56
5	1,0	14

водили на компьютеризированном комплексе, созданном на базе металлографического микроскопа Leica DM IRM. Количественную оценку геометрических параметров швов проводили в программе для количественного анализа и обработки изображений ImageJ.

Результаты и их обсуждение

Зона лазерного воздействия состоит из двух слоев: зоны плавления и зоны закалки из твердой фазы (рис. 1). Зона отпуска на полученных образцах выявлена не была.

Включения графита частично или полностью (в зависимости от режима обработки) растворились в жидкой фазе, кристаллизация прошла

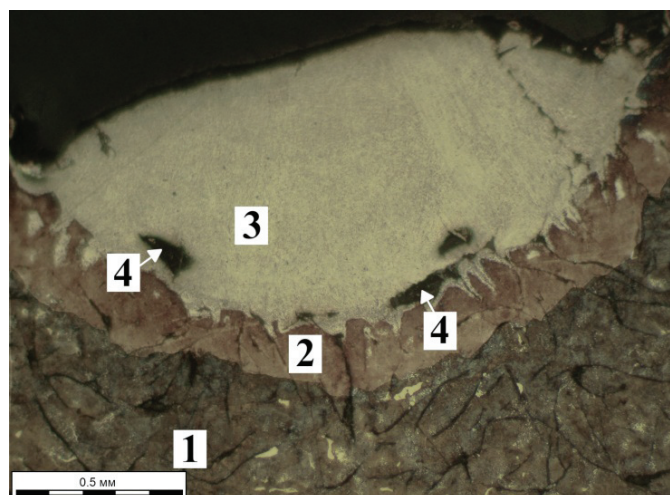


Рис. 1. Микроструктура образца № 5:

1 – исходная структура; 2 – зона закалки из твердой фазы; 3 – зона плавления; 4 – дефект сварки

Fig. 1. Microstructure of sample No. 5:

1 – source material; 2 – hardening area; 3 – penetration area; 4 – welding defect

по метастабильной диаграмме железо-углерод без выделения свободного графита. Из-за высокой скорости кристаллизации выделение избыточных фаз было подавлено, в результате весь расплав перешел в мелкодисперсную смесь аустенита и цементита (квазиэвтектический ледебурит).

Точное аналитическое описание процессов гидродинамики, тепло- и массопереноса в сварочной ванне, оказывающих влияние на геометрию шва, ввиду их сложности оказывается непростой задачей. Поэтому для оптимизации параметров сварки удобно строить упрощенные математические модели. С этой целью провели регрессионный анализ полученных данных, результаты которого представлены в табл. 3.

Регрессионные модели объясняют значительную долю дисперсии зависимых переменных. Коэффициенты регрессии, как и сама модель, статистически значимы. Предпосылки регрессионного анализа относительно каждой модели выполняются. Все это свидетельствует о тесной линейной взаимосвязи между геометрией шва и параметрами процесса.

Высокая мощность излучения и одновременно высокая скорость сварки обеспечивают наименьшую ширину сварочной ванны и получение «кинжального» проплавления (рис. 2). Таким образом, могут быть получены узкие глубокие швы. Из-за низкой теплоемкости графитные включения нагреваются до значительно более высокой температуры по сравнению с основным металлом. Испарение металла и сублимация графита вызывают избыточное давление в канале шва, что приводит к вытеснению расплава из сварочной ванны, в результате в этой области образуются несплошности значительных размеров преимущественно в корневой части шва. При этом выпуклость валика существенно увеличивается.

Снижение скорости движения лазера при высокой мощности излучения увеличивает ширину сварочной ванны и уменьшает глубину проплавления. В результате образуется широкий валик с малой выпуклостью. Объемы несплошностей в зоне плавления значительно сокращаются (рис. 1). Однако уменьшение отношения глубины проплавления к ширине шва повышает уровень растягивающих напряжений, возникающих при усадке чугуна в сварочной ванне. Снижение

Таблица 3

Table 3

Результаты регрессионного анализа

Regression analysis results

Статистики/ Statistics	Зависимые переменные/ Dependent variables			
	Ширина, мм/ Width, mm	Глубина, мм/ Penetration, mm	Выпуклость, мм/ Convexity, mm	Зона закалки, мм/ Hardening area, mm
Мощность излучения, кВт/ Laser power, kW	1,127*** (Std. Error 0,112)	2,889*** (Std. Error 0,141)	0,798** (Std. Error 0,188)	0,083*** (Std. Error 0,017)
Скорость сварки, мм/с/ Welding speed, mm/s	−0,023*** (Std. Error 0,002)	0,021*** (Std. Error 0,002)	0,015*** (Std. Error 0,003)	−0,001** (Std. Error 0,001)
Константа/ Intercept	1,170*** (Std. Error 0,142)	−1,979*** (Std. Error 0,180)	−1,034** (Std. Error 0,278)	0,079** (Std. Error 0,022)
Объем выборки/ Observations	20	20	10	20
R^2	0,966	0,961	0,794	0,765
Скорректированный R^2 / Adjusted R^2	0,962	0,956	0,735	0,737
Стандартное отклонение остатков/ Residual Std. Error	0,115 (df= 17)	0,145 (df= 17)	0,127 (df= 7)	0,018 (df= 17)
F-статистика/ F-statistic	240,182*** (df= 2; 17)	209,358*** (df= 2; 17)	13,484*** (df= 2; 7)	27,64*** (df= 2; 17)

Примечание: * $p < 0,1$; ** $p < 0,05$; *** $p < 0,01$ / Note: * $p < 0,1$; ** $p < 0,05$; *** $p < 0,01$.



Рис. 2. Микроструктура образца № 4

Fig. 2. Microstructure of sample No. 4

скорости нагрева и охлаждения увеличивает зону закалки из твердой фазы, имеющую хрупкую мартенситную основу. В совокупности эти факторы повышают риск образования поперечных трещин в швах большой протяженности.

Снижение мощности излучения и скорости сварки позволяет обеспечить плавление чугуна без его интенсивного кипения и испарения. При этом возможно полное растворение графитных включений.

Сварочный шов требуемых размеров может быть получен при различных мощностях и скорости сварки (рис. 3). Выбор оптимальных технологических параметров, обеспечивающих получение качественного соединения, является многокритериальной оптимизационной задачей. С другой стороны, процесс сварки хотелось бы вести при минимальной мощности на максимальной скорости.

В задачах оптимизации сразу по нескольким зависимым переменным (глубина, ширина, выпуклость шва, толщина зоны закалки) требуется

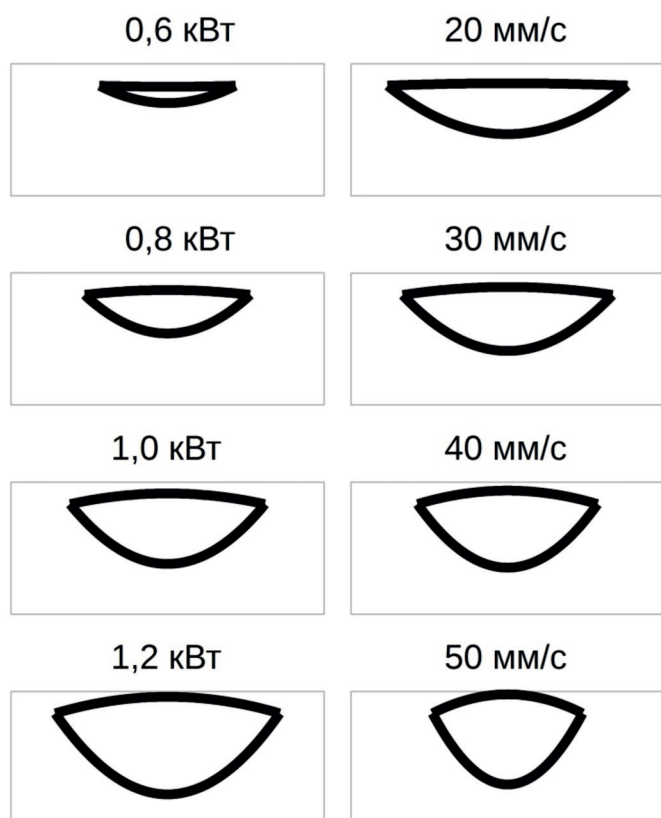


Рис. 3. Расчетная форма сварочной ванны в зависимости от мощности излучения и скорости сварки:
а – скорость сварки 35 мм/с; б – мощность излучения 1 кВт

Fig. 3. Calculated shape of the weld seam depending on laser power and welding speed:

a – welding speed 35 mm/s; б – laser power 1 kW

оценка некоторого комплексного показателя качества. Для решения вопроса об оптимальных уровнях мощности и скорости сварки был выбран метод серого реляционного анализа [19, 20]. Построена ортогональная матрица (9×2), представляющая собой пассивный эксперимент, состоящий из 9 опытов, в которых факторы варьируются на трех равноотстоящих уровнях. План эксперимента и рассчитанные при помощи регрессионных моделей (см. табл. 2) геометрические параметры швов представлены в табл. 4.

Исходные для анализа данные должны быть нормированы. Нормирование глубины зоны плавления выполнили в соответствии с принципом «больше – лучше» по формуле

$$x_{ij} = \frac{\max_j y_{ij} - y_{ij}}{\max_j y_{ij} - \min_j y_{ij}},$$

где y_{ij} – величина i -го параметра (глубина зоны плавления) в j -м эксперименте.

К другим геометрическим параметрам шва подходит характеристика «меньше – лучше», нормирование проводили по формуле

$$x_{ij} = \frac{y_{ij} - \min_j y_{ij}}{\max_j y_{ij} - \min_j y_{ij}}.$$

Таблица 4

Table 4

Матрица планирования, значения факторов в натуральном масштабе и геометрические параметры шва

Orthogonal array, natural values and corresponding response values

№ п/п	x_1^*	x_2^*	Мощность излучения, кВт/ Laser Power, kW	Скорость сварки, мм/с/ Welding speed, mm/s	Глубина (y_1), мм/ Penetration (y_1), mm	Ширина (y_2), мм/ Width (y_2), mm	Выпуклость (y_3)** , мм/ Convexity (y_3)** , mm	Зона закалки (y_4), мм/ Hardening area (y_4), mm
1	1	1	0,6	14	0,04	1,53	−0,34	0,12
2	1	2	0,6	35	0,48	1,04	−0,03	0,10
3	1	3	0,6	56	0,91	0,56	0,29	0,08
4	2	1	0,95	14	1,05	1,92	−0,06	0,15
5	2	2	0,95	35	1,49	1,44	0,25	0,13
6	2	3	0,95	56	1,92	0,96	0,57	0,11
7	3	1	1,3	14	2,07	2,31	0,22	0,18
8	3	2	1,3	35	2,5	1,83	0,53	0,16
9	3	3	1,3	56	2,93	1,35	0,85	0,14

Примечание / Note.

* Кодированные значения мощности излучения и скорость сварки / Coded values of laser power and welding speed.

** Знак минус означает вогнутость шва / A minus means concavity of the weld seam.

Степень несоответствия идеальных (наилучших) и экспериментальных значений параметров выражается величиной серых реляционных коэффициентов, значения которых рассчитываются по формуле

$$\xi_{ij} = \frac{\min_i \min_j |x_i^0 - x_{ij}| + \zeta \max_i \max_j |x_i^0 - x_{ij}|}{|x_i^0 - x_{ij}| + \zeta \max_i \max_j |x_i^0 - x_{ij}|},$$

где y_{ij} – идеальный нормированный результат i -го параметра; $x_i^0 = 1$; ζ – коэффициент различия, в данном исследовании принят $\zeta = 0,5$.

Серая реляционная оценка определяется путем усреднения серых реляционных коэффициентов:

$$\gamma_j = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \xi_{ij}.$$

Серые реляционные оценки, усредненные по уровням варьирования факторов, показаны на рис. 4. Горизонтальная линия на графике соответствует средней реляционной оценке в эксперименте.

График на рис. 4, а также данные табл. 5 показывают, что наиболее привлекательными параметрами с точки зрения получения шва максимальной глубины с минимальной шириной, выпуклостью (вогнутостью) и зоной закалки являются минимальная мощность и максимальная скорость сварки, что соответствует режиму № 3. Кроме того, при данных параметрах достигается максимальная производительность и экономичность процесса.

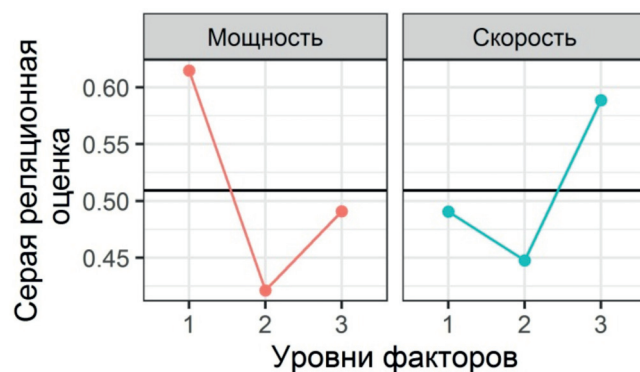


Рис. 4. Серая реляционная оценка геометрических параметров шва

Fig. 4. Main effects plot for Grey relational grade

Потребуем выполнение этих условий в задаче оптимизации:

$$\begin{cases} p \rightarrow \min, \\ v \rightarrow \max, \\ d - 1,979 = 2,889p + 0,021v, \\ m + 0,079 = 0,083p - 0,001v, \\ d + m = t, \\ 0,6 \leq p \leq 1,3, \\ 14 \leq v \leq 56, \end{cases}$$

где p – мощность лазера, кВт; v – скорость сварки, мм/с; d – глубина зоны плавления, мм; m – размер зоны закалки из твердой фазы, мм; t – глубина шва, мм. Ограничения на глубину зон плавления и зоны закалки взяты в соответствии с полученными регрессионными моделями (см. табл. 2), интервалы варьирования мощности

Таблица 5

Table 5

Результаты серого реляционного анализа

Grey relational grade results

№ п/п	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	γ	Ранг/ Rank
1	0,48	1	0,58	0,33	0,6	2
2	0,61	0,62	0,7	0,33	0,56	4
3	1	0,4	1	0,33	0,68	1
4	0,33	0,62	0,36	0,37	0,42	8
5	0,33	0,33	0,33	0,33	0,33	9
6	0,63	0,33	0,55	0,52	0,51	5
7	0,33	0,52	0,33	0,63	0,45	6
8	0,36	0,36	0,33	0,73	0,45	7
9	0,53	0,33	0,44	1	0,57	3

и скорости – в соответствии с принятыми в ходе эксперимента уровнями факторов (см. табл. 1). Задачу решали методом линейного программирования. Решение представлено в виде графика на рис. 5.

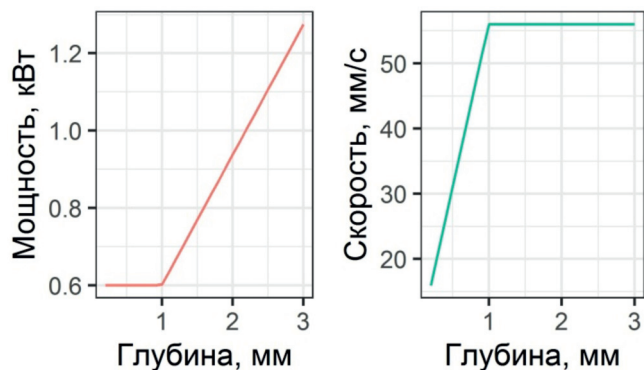


Рис. 5. Оптимальная мощность и скорость сварки в зависимости от глубины шва

Fig. 5. Optimal laser power and welding speed depending on the weld penetration

Зависимость, представленная на рис. 5, показывает, что сварку малых толщин (до 1 мм) оптимально вести с минимальной мощностью, а глубину шва регулировать путем изменения скорости движения лазера. Высокая скорость оптимальна при сварке больших толщин (более 1 мм), при этом оптимальная мощность линейно возрастает с увеличением глубины шва. При глубине более 3 мм задача не имеет решения, т.е. получить такой шов с принятыми интервалами варьирования технологических параметров невозможно.

Выводы

Для каждого материала существуют оптимальные параметры лазерной сварки. В данной работе использовали методы регрессионного анализа, серого реляционного анализа, метод линейного программирования для выявления зависимости, позволяющей делать обоснованный выбор технологических параметров непрерывной лазерной сварки (мощность лазера, скорость сварки) чугуна на глубину до 3 мм. Установлено, что сварка малых толщин оптимальна на минимальной мощности, сварка больших толщин – на максимальной скорости. Выводы в чистом

виде справедливы для чугунов с пластинчатым графитом с перлитной металлической основой при сварке на иттербиевом волоконном лазере мощностью от 0,6 до 1,3 кВт со скоростью от 14 до 56 мм/с с фокусным расстоянием 120 мм.

Список литературы

1. ASM Handbook. Vol. 6. Welding, brazing, and soldering / D.L. Olson, T.A. Siewart, S. Liu, G.R. Edwards. – ASM International, 1993. – 2873 p. – ISBN 0-87170-377-7.
2. Гусев А.А. Перспективы импульсного лазерного легирования и наплавки // Известия Самарского научного центра РАН. – 2012. – Т. 14, №6. – С. 247–253.
3. Repair welding of ductile cast iron by laser cladding process: microstructure and mechanical properties / C.-M. Lin, A.S. Chandra, L. Morales-Rivas, S.-Y. Huang, H.-C. Wu, Y.-E. Wu, H.-L. Tsai // International Journal of Cast Metals Research. – 2014. – Vol. 27, iss. 6. – P. 378–383. – DOI: 10.1179/1743133614Y.0000000126.
4. Microstructure formation and fracturing characteristics of grey cast iron repaired using laser / Q. Fu, P. Yi, P. Xu, C. Fan, G. Yang, D. Liu, Y. Shi // The Scientific World Journal. – 2014. – Vol. 2014. – P. 541569. – DOI: 10.1155/2014/541569.
5. Piątkowski J., Grabowski A., Czerepak M. The influence of laser surface remelting on the microstructure of EN AC-48000 cast alloy // Archives of Foundry Engineering. – 2016. – Vol. 16, iss. 4. – P. 217–221. – DOI: 10.1515/afe-2016-0112.
6. Матвеев Ю.И., Казаков С.С. Формирование структур серого чугуна в зоне лазерного воздействия // Вестник НГИЭИ. – 2011. – Т. 2, № 1 (2). – С. 41–53.
7. Surface melting of nodular cast iron by Nd-YAG laser and TIG / K.Y. Benyounis, O.M.A. Fakron, J.H. Abboud, A.G. Olabi, M.J.S. Hashmi // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – Vol. 170, iss. 1. – P. 127–132. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.04.108.
8. Bhatnagar R.K., Gupta G. A review on weldability of cast iron // International Journal of Scientific and Engineering Research. – 2016. – Vol. 7, iss. 5. – P. 126–130. – URL: <https://www.ijser.org/researchpaper/A-REVIEW-ON-WELDABILITY-OF-CAST-IRON.pdf> (accessed: 13.08.2021).
9. Kou S. Welding metallurgy. – John Wiley & Sons, 2003. – 468 p. – ISBN 0-471-43491-4.
10. Fabbro R. Depth dependence and keyhole stability at threshold, for different laser welding regimes // Applied Sciences. – 2020. – Vol. 10, iss. 4. – P. 1487. – DOI: 10.3390/app10041487.
11. Лазерные технологии обработки металлов: современные проблемы фундаментальных исследо-

ваний и прикладных разработок / под ред. В.Я. Панченко. – М.: Физматлит, 2009. – 664 с. – ISBN 978-5-9221-1023-5.

12. *Lankalapalli K.N., Tu J.F., Gartner M.* A model for estimating penetration depth of laser welding processes // *Journal of Physics D: Applied Physics*. – 1996. – Vol. 29, iss. 7. – P. 1831–1841. – DOI: 10.1088/0022-3727/29/7/018.

13. *Tan W., Bailey N.S., Shin Y.C.* Investigation of key-hole plume and molten pool based on a three-dimensional dynamic model with sharp interface formulation // *Journal of Physics D: Applied Physics*. – 2013. – Vol. 46, iss. 5. – P. 055501. – DOI: 10.1088/0022-3727/46/5/055501.

14. *Dikova T., Stavrev D.* Behaviour of graphite in laser surface hardening of irons // *Machines, Technologies, Materials*. – 2007. – Vol. 4–5, iss. 9. – P. 98–101.

15. *Oussaid K., El Ouafi A., Chebak A.* Experimental investigation of laser welding process in overlap joint configuration // *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*. – 2019. – Vol. 7. – P. 16–31. – DOI: 10.4236/msce.2019.73002.

16. A review on melt-pool characteristics in laser welding of metals / B. Fotovvati, S.F. Wayne, G. Lew-

is, E. Asadi, P. Ferro // *Advances in Materials Science and Engineering*. – 2018. – Vol. 2018. – P. 4920718. – DOI: 10.1155/2018/4920718.

17. Исследование микроструктуры и микротвердости зон лазерного оплавления чугуна нирезист ЧН16Д7ГХ / В.Г. Гилев, Е.А. Морозов, И.Б. Пуртов, Е.С. Русин // *Известия Самарского научного центра РАН*. – 2014. – Vol. 16, iss. 6. – P. 227–233.

18. *Metzbower E.A.* Penetration depth in laser beam welding // *Welding Research Supplement*. – 1993. – Vol. 407. – P. 403–407.

19. *Ravikumar S.M., Vijian Dr.P.* Optimization of weld bead geometry in Shielded Metal Arc Welding using Taguchi Based Grey Relational Analysis // *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*. – 2014. – Vol. 14, iss. 4. – P. 86–91.

20. Оптимизация селективного лазерного сплавления методом оценки множественных параметров качества в двигателестроении / А.И. Хаймович, В.И. Санчугов, И.С. Степаненко, В.Г. Смелов // *Известия Самарского научного центра РАН*. – 2018. – Т. 20, № 6. – С. 41–46.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



On the issue of selecting and optimizing parameters of continuous laser welding of cast iron

Dmitry Ilyushkin^{a,}, Valery Soldatov^b, Oleg Petrakov^c, Irina Kotlyarova^d*

Bryansk State Technical University, 7, 50 Let Oktyabrya Boulevard, Bryansk, 241035, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-4265-9570>, shirke@mail.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-6318-5522>, soldat-tu@bk.ru,

^c <https://orcid.org/0000-0003-4937-1411>, typesofpeople@mail.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0001-6162-0199>, ikotlyarova@list.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 19 January 2021

Revised: 26 January 2021

Accepted: 05 August 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Laser welding

Cast iron

Regression analysis

Grey Relational Analysis

Optimization

Acknowledgements

Research were conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials".

ABSTRACT

Introduction. Cast iron extremely poorly tolerate thermal welding cycles, and therefore it is necessary to choose carefully the technological parameters. The main parameters of continuous laser welding are: the power of laser radiation, the welding speed, the parameters of the focusing system. **The aim of the work** is to determine the optimal power and speed of continuous laser welding of cast iron, depending on the geometry of the weld. **In this paper**, the welding seams obtained on samples of gray alloyed cast iron with a pearlitic metal base, using an LS-1 ytterbium fiber laser, are studied. **Research methods.** The geometric parameters of the joints were quantified in the program for quantitative analysis and image processing ImageJ. The obtained data were processed by regression analysis. To optimize the process parameters, an orthogonal plan of the passive experiment was developed, including nine experiments in which the factors varied at three equally spaced levels. The quality parameters in the passive experiment were the geometric dimensions of the weld pool and the size of the quenched zone. To solve the optimization problem, we used the methods of gray relational analysis and linear programming. **Results and Discussions.** The obtained regression models explain a significant proportion of the variance of the dependent variables, the regression coefficients, as well as the models themselves, are statistically significant, which indicates a close linear relationship between the seam geometry and the process parameters. The calculated shape of the weld pool depending on the radiation power and welding speed shows that the required welding seam of the required dimensions can be obtained at various process parameters which allow solving a multi-criteria optimization problem. The gray relational evaluation of the geometric parameters of the seam shows that the most correct parameters in terms of obtaining the seam of the maximum depth with the minimum width, convexity (concavity) and the quenched zone are the minimum power and maximum welding speed. The calculation of the optimal radiation power and welding speed depending on the seam depth showed that welding of small thicknesses is optimally carried out with minimal power, and the seam depth is adjusted by changing the beam speed. Welding of large thicknesses is optimal at high speed, and to increase the depth of the seam, the power must increase.

For citation: Ilyushkin D.A., Soldatov V.G., Petrakov O.V., Kotlyarova I.A. On the issue of selecting and optimizing parameters of continuous laser welding of cast iron. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 20–30. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-20-30. (In Russian).

References

1. Olson D.L., Siewart T.A., Liu S., Edwards G.R. *ASM Handbook*. Vol. 6. *Welding, brazing, and soldering*. ASM International, 1993. 2873 p.
2. Gusev A.A. Perspektivy impul'snogo lazernogo legirovaniya i naplavki [Outlooks for pulse-laser alloying and pad welding]. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiiskoi akademii nauk = Proceedings of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2012, vol. 14, no. 6, pp. 247–253.

* Corresponding author

Ilyushkin Dmitry A., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
 Bryansk State Technical University,
 7, 50 Let Oktyabrya Boulevard,
 241035, Bryansk, Russian Federation
 Tel.: 8 (4832) 58-82-61, e-mail: shirke@mail.ru

3. Lin C.-M., Chandra A.S., Morales-Rivas L., Huang S.-Y., Wu H.-C., Wu Y.-E., Tsai H.-L. Repair welding of ductile cast iron by laser cladding process: microstructure and mechanical properties. *International Journal of Cast Metals Research*, 2014, vol. 27, iss. 6, pp. 378–383. DOI: 10.1179/1743133614Y.0000000126.
4. Fu Q., Yi P., Xu P., Fan C., Yang G., Liu D., Shi Y. Microstructure formation and fracturing characteristics of grey cast iron repaired using laser. *The Scientific World Journal*, 2014, vol. 2014, p. 541569. DOI: 10.1155/2014/541569.
5. Piątkowski J., Grabowski A., Czerepak M. The influence of laser surface remelting on the microstructure of EN AC-48000 cast alloy. *Archives of Foundry Engineering*, 2016, vol. 16, iss. 4, pp. 217–221. DOI: 10.1515/afe-2016-0112.
6. Matveev Yu.I., Kazakov S.S. Formirovanie struktur serogo chuguna v zone lazernogo vozdeistviya [Formation of structures of grey pig-iron in the zone of laser influence]. *Vestnik NGIEI = Bulletin NGIEI*, 2011, vol. 2, no. 1 (2), pp. 41–53.
7. Benyounis K.Y., Fakron O.M.A., Abboud J.H., Olabi A.G., Hashmi M.J.S. Surface melting of nodular cast iron by Nd-YAG laser and TIG. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, vol. 170, iss. 1, pp. 127–132. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.04.108.
8. Bhatnagar R.K., Gupta G. A review on weldability of cast iron. *International Journal of Scientific and Engineering Research*, 2016, vol. 7, iss. 5, pp. 126–130. Available at: <https://www.ijser.org/researchpaper/A-REVIEW-ON-WELDABILITY-OF-CAST-IRON.pdf> (accessed 13.08.2021).
9. Kou S. *Welding metallurgy*. John Wiley & Sons, 2003. 468 p.
10. Fabbro R. Depth dependence and keyhole stability at threshold, for different laser welding regimes. *Applied Sciences*, 2020, vol. 10, iss. 4, p. 1487. DOI: 10.3390/app10041487.
11. Panchenko V.Ya., ed. *Lazernye tekhnologii obrabotki metallov: sovremennye problemy fundamental'nykh issledovaniy i prikladnykh razrabotok* [Laser technologies of metal processing: modern problems of fundamental research and applied developments]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2009. 664 p. ISBN 978-5-9221-1023-5.
12. Lankalapalli K.N., Tu J.F., Gartner M. A model for estimating penetration depth of laser welding processes. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 1996, vol. 29, iss. 7, pp. 1831–1841. DOI: 10.1088/0022-3727/29/7/018.
13. Tan W., Bailey N.S., Shin Y.C. Investigation of keyhole plume and molten pool based on a three-dimensional dynamic model with sharp interface formulation. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2013, vol. 46, iss. 5, p. 055501. DOI: 10.1088/0022-3727/46/5/055501.
14. Dikova T., Stavrev D. Behaviour of graphite in laser surface hardening of irons. *Machines, Technologies, Materials*, 2007, vol. 4–5, iss. 9, pp. 98–101.
15. Oussaid K., El Ouafi A., Chebak A. Experimental investigation of laser welding process in overlap joint configuration. *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*, 2019, vol. 7, pp. 16–31. DOI: 10.4236/msce.2019.73002.
16. Fotovvati B., Wayne S.F., Lewis G., Asadi E., Ferro P. A review on melt-pool characteristics in laser welding of metals. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2018, vol. 2018, p. 4920718. DOI: 10.1155/2018/4920718.
17. Gilev V.G., Morozov E.A., Purtov I.B., Rusin E.S. Issledovanie mikrostruktury i mikrotverdosti zon lazernogo oplavleniya chuguna nirezist ChN16D7GKh [Microstructure and microhardness research of Ni-resist cast iron after laser surface melting]. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiiskoi akademii nauk = Proceedings of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2014, vol. 16, no. 6, pp. 227–233.
18. Metzbow E.A. Penetration depth in laser beam welding. *Welding Research Supplement*, 1993, vol. 407, pp. 403–407.
19. Ravikumar S.M., Vijian Dr.P. Optimization of weld bead geometry in Shielded Metal Arc Welding using Taguchi Based Grey Relational Analysis. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*, 2014, vol. 14, iss. 4, pp. 86–91.
20. Khaimovich A.I., Sanchugov V.I., Stepanenko I.S., Smelov V.G. Optimizatsiya selektivnogo lazernogo splavleniya metodom otsenki mnozhestvennykh parametrov kachestva v dvigatelestroenii [Optimization of selective laser melting by evaluation method of multiple quality characteristics]. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiiskoi akademii nauk = Proceedings of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2018, vol. 20, no. 6, pp. 41–46.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Вычисление радиального съема материала и толщины слоя с текущей шероховатостью при шлифовании хрупких неметаллических материалов

Сергей Братан^{a, *}, Станислав Рошчупкин^b, Александр Харченко^c, Анастасия Часовитина^d

Севастопольский государственный университет, ул. Университетская, 33, г. Севастополь, 299053, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-9033-1174>,  bratan@gmail.com, ^b  <https://orcid.org/0000-0003-2040-2560>,  st.roshchupkin@yandex.ru,
^c  <https://orcid.org/0000-0003-1704-9380>,  khao@list.ru, ^d  <https://orcid.org/0000-0001-6800-9392>,  nastya.chasovitina@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.923

История статьи:

Поступила: 27 июня 2021
Рецензирование: 23 июля 2021
Принята к печати: 14 августа 2021
Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Шлифование хрупких материалов
Шлифование отверстий в заготовках из ситалла
Радиальный съем материала
Толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности
Вероятность удаления материала
Глубина микрорезания

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. Параметры качества изделий, определяющие их эксплуатационные свойства и функциональные особенности, окончательно формируются на финишных операциях, к числу которых относится процесс внутреннего шлифования. При этом съем материала шероховатой поверхности заготовки происходит за счет наличия нескольких одновременно протекающих случайных процессов формообразования, возникающих при контактировании шлифовального круга и заготовки. Для моделирования операций шлифования используется теоретико-вероятностный подход. Однако для определения радиального съема материала и толщины слоя с текущей шероховатостью известные модели не могут быть использованы, так как не позволяют учесть специфику обработки изделий из хрупких неметаллических материалов. **Цель работы:** создание новой теоретико-вероятностной модели, позволяющей осуществлять расчет радиального съема материала и толщины слоя, в котором распределена текущая шероховатость при шлифовании хрупких неметаллических материалов. Задачей является исследование закономерностей удаления частиц хрупкого неметаллического материала путем радиального съема и исследование текущей (на данный момент времени) шероховатости, формируемой после каждого радиального съема в зоне контакта. В работе радиальный съем материала и слой с текущей шероховатостью определяются режимами шлифования, состоянием поверхности инструмента, размерами заготовки и круга, исходным состоянием обрабатываемой поверхности после предшествующего контакта. **Методами исследования** являются математическое и физическое моделирование с использованием основных положений теории вероятности, законов распределения случайных величин, а также теории резания и теории деформируемого твердого тела. **Результаты и обсуждение.** Разработанные математические модели позволяют проследить размеры и формы зоны контакта при шлифовании отверстий заготовок из ситалла, которые несколько отличаются от известных при обработке заготовок из металла. Предложенные зависимости показывают, что с увеличением глубины микрорезания радиальный съем материала и толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности увеличиваются для всех значений скорости круга и скорости заготовки. По полученным экспериментальным значениям вычисляли максимальную глубину микрорезания и толщину слоя с текущей шероховатостью поверхности. Величину толщины указанного слоя сравнивали с экспериментальными значениями, полученными с помощью профилограмм шлифованной поверхности. Сравнение расчетных и экспериментальных данных указывает на их соответствие практически при всех значениях подач, что подтверждает адекватность полученных уравнений, достаточно хорошо моделирующих реальный процесс шлифования отверстий из хрупких неметаллических материалов.

Для цитирования: Вычисление радиального съема материала и толщины слоя с текущей шероховатостью при шлифовании хрупких неметаллических материалов / С.М. Братан, С.И. Рошчупкин, А.О. Харченко, А.С. Часовитина // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 31–44. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-31-44.

Введение

Современные машины создаются для выполнения многочисленных функций в самых различных областях человеческой деятельности и

характеризуются непрерывно возрастающими показателями универсальности и производительности, быстройдействием и непрерывностью рабочего цикла, высокой степенью автоматизации и надежности. Перечисленные особенности обусловили соответствующие требования к свойствам отдельных деталей, а также проблемы, связанные с их обработкой. Известные общие проблемы обработки в значительной мере усугубляются в процессе получения точных

*Адрес для переписки

Братан Сергей Михайлович, д.т.н., профессор
Севастопольский государственный университет,
ул. Университетская, 33,
299053, г. Севастополь, Россия
Тел.: +79787155019, e-mail: serg.bratan@gmail.com

отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов. Такая технологическая операция является одной из наиболее распространенных и по объему не уступает обработке наружных поверхностей. Кроме того, обработка точных отверстий относится к числу наиболее трудоемких и является более сложной, чем обработка наружных поверхностей, что обусловлено более тяжелыми условиями протекания процесса и меньшей жесткостью обрабатывающих инструментов. Параметры качества изделий, определяющие их эксплуатационные свойства и функциональные особенности, окончательно формируются на финишных операциях, к числу которых относится процесс внутреннего шлифования. При этом съем материала шероховатой поверхности заготовки происходит за счет наличия нескольких одновременно протекающих случайных процессов формообразования, возникающих при контактировании шлифовального круга и заготовки. Для моделирования операций шлифования используется теоретико-вероятностный подход [1]. Впервые идея использования такого подхода при исследовании шероховатости поверхностей была впервые высказана американским математиком Дж. Райсом (1937 г.) и известным отечественным ученым академиком Ю.В. Линником (1954 г.). В дальнейшем появились исследования А.П. Хусу, Ю.Р. Витенберга, И.В. Дунина-Барковского, которым было уделено внимание отечественных и зарубежных ученых. Однако данные работы были направлены лишь на изучение характеристик шероховатых поверхностей без учета условий их формирования [2]. Дальнейшее развитие теоретико-вероятностный подход получил в работах А.Н. Резникова, О.Б. Федосеева, Н.И. Богомолова, Л.А. Глейзера, П.И. Ящерицына, Ю.Д. Аврутина, Д.Г. Евсеева, А.В. Королева, Ю.К. Новоселова и других авторов, использующих различные статистико-вероятностные методы для получения расчетных зависимостей применительно к конкретным схемам и условиям шлифования.

Авторами показано, что любые выводы о количестве рабочих зерен, процентном соотношении их с зернами на поверхности круга могут иметь реальный смысл лишь применительно к конкретным присущим данному процессу условиям, что связано с нестационарностью операций шлифования. Указанные работы отечественных и зарубежных авторов вносят существенный вклад в развитие теории формообразования шлифованных поверхностей, однако не позволяют учесть специфику обработки изделий из хрупких неметаллических материалов, в связи с чем область их применения ограничена [3–17].

С учетом изложенного выше целью данной работы является создание новой теоретико-вероятностной модели, позволяющей осуществлять расчет радиального съема материала и толщины слоя, в котором распределена текущая шероховатость при шлифовании хрупких неметаллических материалов. Задачей является исследование закономерностей удаления частиц хрупкого неметаллического материала путем радиального съема и исследование текущей (на данный момент времени) шероховатости, формируемой после каждого радиального съема в зоне контакта.

Теория и методы

Вероятность удаления материала для процессов обработки заготовок из хрупких неметаллических материалов абразивными инструментами вычисляется по зависимости [1]

$$P(M) = 1 - \exp(-b_0 - b_1(y, \tau) - b_2(y, \tau) - \dots - b_n(y, \tau)), \quad (1)$$

где b_n – показатель, характеризующий изменение площади впадин за счет процессов механического резания и хрупкого скалывания соответственно; $b_n = a_n + a_{n+1}$.

В работах [18, 19] получены зависимости, моделирующие показатели:

$$a_1(y, z) = \frac{3\pi n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)(1 - P_0)(t_f - y)^2}{8H_u^{3/2} V_u} \left(z - \frac{2z^3}{3\sqrt{L_y}} + \frac{z^5}{5L_y} + \frac{8}{15} L_y \right) + \frac{3\pi n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)(t_f - y)^4}{16H_u^{3/2} V_u t_f^2} \left(z + \frac{z^9}{9L_y^2} - \frac{4z^7}{7L_y^{3/2}} + \frac{6z^5}{5L_y} - \frac{4z^3}{3\sqrt{L_y}} + \frac{8}{20} L_y \right); \quad (2)$$

$$a_2(y, z) = \frac{3\pi n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)(1 - P_0)(t_f - y)^2}{8H_u^{3/2} V_u} \left(z - \frac{2z^3}{3\sqrt{L_y}} + \frac{z^5}{5L_y} + \frac{8}{15} L_y \right) +$$

$$+ \frac{0,05n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)(t_f - y + \Delta r_x)^4}{H_u^{1,3} V_u (t_f + \Delta r_x)^2} \left(z + \frac{z^9}{9L_y^2} - \frac{4z^7}{7L_y^{3/2}} + \frac{6z^5}{5L_y} - \frac{4z^3}{3\sqrt{L_y}} + \frac{8}{20} L_y \right), \quad (3)$$

где $a_1(y, z)$ – показатель, характеризующий изменение площади впадин, формируемых за счет процесса механического резания; $a_2(y, z)$ – показатель, характеризующий изменение площади впадин, формируемых за счет процесса хрупкого скалывания; Δr_x – величина приращения съема материала в процессе хрупкого скалывания хрупкого неметаллического материала; n_3 – число зерен в единице площади рабочего слоя инструмента; V_k – окружная скорость инструмента (круга); V_u – окружная скорость заготовки; H_u – толщина слоя рабочей поверхности инструмента, контактирующего с заготовкой; t_f – фактическая глубина резания; L_y – длина зоны контакта от условной наружной поверхности инструмента до основной плоскости; P_0 – вероятностная характеристика скалывания хрупкого неметаллического материала скалывания; K_c – коэффициент стружкообразования; z – координата, направленная вдоль зоны контакта; ρ_3 – радиус округления вершины зерна.

Зависимости (1), (2), (3) позволяют рассмотреть методику аналитического расчета радиального съема материала и шероховатости поверхности по входным технологическим переменным процесса шлифования. Как отмечалось в работе [18], граничная область «материал–среда» может быть задана уровнями равной вероятности удаления материала.

На рис. 1 и 2 представлены иллюстрации съема материала при шлифовании отверстий в заготовках из ситалла (АС-370) инструментом AW 60×25×13 63С F90 М 7 В А 50 м/с (при скоростях шлифоваль-

ной головки – 35 и 50 м/с, скорости заготовки – 0,25 м/с, продольной подаче – 33 мм/с, поперечной подаче – 0,008 мм/ход). При прохождении поверхности зоны контакта уровни смещаются к центру заготовки (рис. 1).

Наблюдая за изменением положения уровня $P(M) = \beta_m$, ограничивающего переходную область «материал–среда» со стороны среды, можно проследить за динамикой удаления припуска в зоне контакта заготовки с инструментом. Расстояние между радиусами-векторами исходной поверхности и поверхности после контакта будет определять радиальный съем материала Δr за касание, а положение линии с вероятностью $P(M) = \beta_m$ в течение контакта – текущее значение радиального съема и форму кривой, ограничивающей зону контакта со стороны инструмента (рис. 2).

Наиболее интенсивное уменьшение радиуса-вектора заготовки наблюдается вблизи плоскости, проходящей через центр круга и центр заготовки, когда глубина микрорезания $t(z)$ максимальна и через сечение проходит наибольшее количество режущих кромок инструмента. Уравнение линии, ограничивающей зону контакта заготовки со шлифовальной головкой со

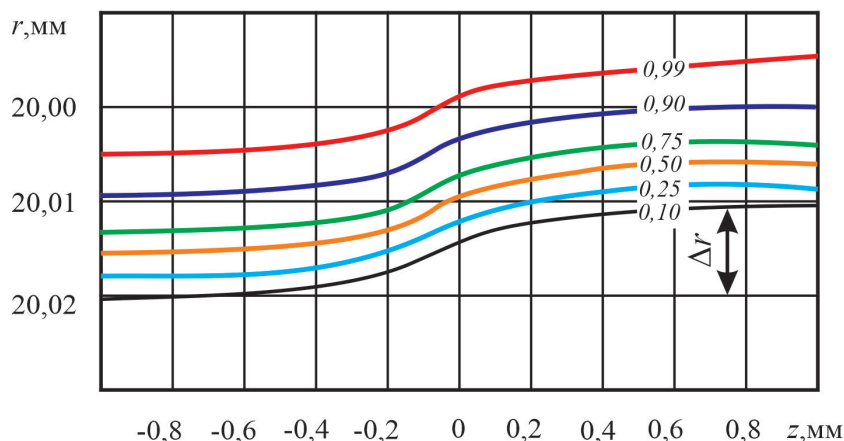


Рис. 1. Изменение радиусов-векторов уровней равной вероятности

Fig. 1. Changing the radius vectors of equal probability levels

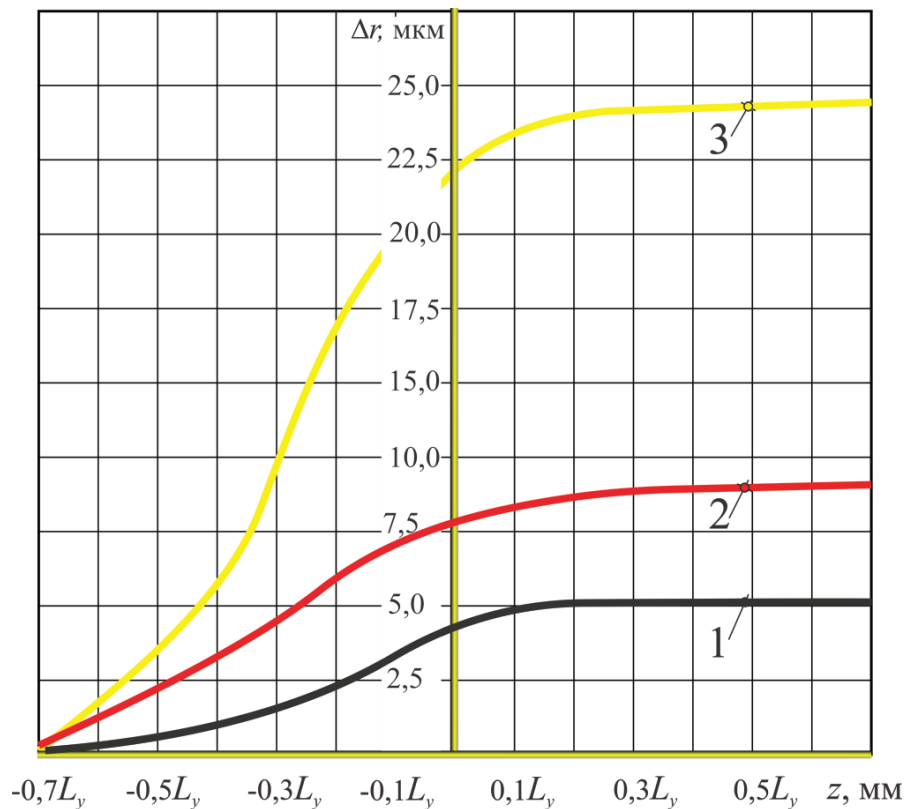


Рис. 2. Влияние глубины микрорезания t_f на радиальный сьем материала при шлифовании отверстий в заготовках из ситалла (диаметр отверстия – 150 мм, инструмент AW 60×25×13 63C F90 M 7 B A 50 м/с):

1 – $t_f = 0,010$ мм; 2 – $t_f = 0,020$ мм; 3 – $t_f = 0,050$ мм

Fig. 2. Influence of the micro-cutting t_f depth on the radial material removal when grinding holes in silicon workpieces (hole diameter – 150 mm, tool AW 60×25×13 63C F90 M 7 B A 50 m/s):

1 – $t_f = 0,010$ mm; 2 – $t_f = 0,020$ mm; 3 – $t_f = 0,050$ mm

стороны инструмента (рис. 3), запишется следующим образом, если в уравнении (1) вероятности удаления материала придать значение β_m :

$$P(M) = \beta_m = 1 - \exp(-b_0 - b_1(y, \tau) - b_2(y, \tau) - \dots - b_n(y, \tau)). \quad (4)$$

Обозначим:

$$G_1 = \frac{3\pi n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)(1 - P_0)}{8H_u^{3/2} V_u};$$

$$G_2 = \frac{3\pi n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)}{16H_u^{3/2} V_u};$$

$$G_3 = \frac{0,05n_3 K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_u)}{H_u^{1,3} V_u}.$$

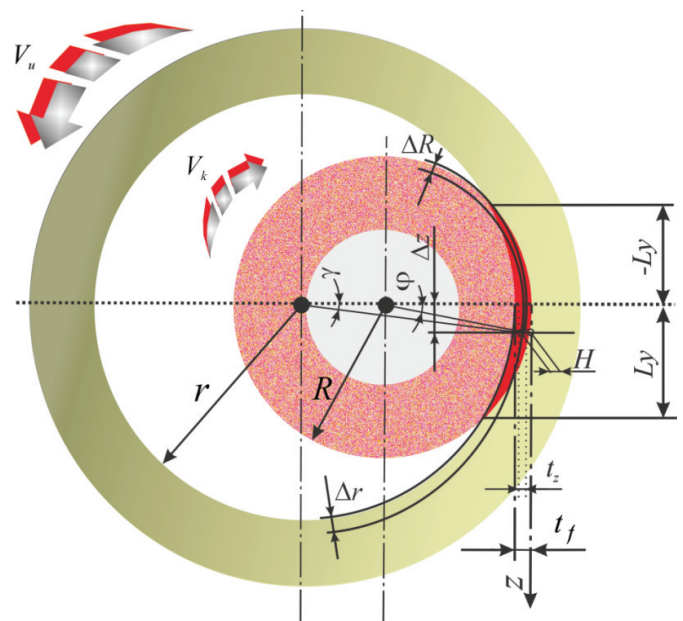


Рис. 3. Схема шлифования отверстия

Fig. 3. Hole grinding diagram

Величина съема материала за j -й контакт поверхности с кругом численно равна смещению к центру заготовки уровня с принятой вероятностью удаления материала и вычисляется из уравнения (4), которое при $y_j = 0$ может быть записано следующим образом:

$$-\ln(1 - \beta_m) = G_1(t_f - y)^{m+\chi} + G_2 \frac{(t_f - y)^{m+\chi+\beta}}{t_f^\beta} + G_1(t_f - y)^{m+\chi} + G_3 \frac{(t_f - y + \Delta r_x)^{m_x+\chi+\beta}}{(t_f + \Delta r_x)^\beta}. \quad (5)$$

Выполним замену переменных:

$$y = y_{j-1} + H_j; \quad t_f = H_j + \Delta r; \quad \Delta r_x = \zeta t_f,$$

где Δr_x – приращение величины съема материала за счет хрупкого разрушения; ζ – параметр, зависящий от формы абразивных зерен, свойств обрабатываемого материала и закона распределения зерен по глубине рабочего слоя инструмента, рассчитывается по зависимости [19]

$$\zeta = \frac{1}{\theta(m_x + \chi + \beta)^2}.$$

Тогда зависимость (5) примет вид

$$-\ln(1 - \beta_m) = G_1(H_j + \Delta r_p - (y_{j-1} + H_j))^{m+\chi} + G_2 \frac{(H_j + \Delta r_p - (y_{j-1} + H_j))^{m+\chi+\beta}}{(H_j + \Delta r_p)^\beta} + G_1(H_j + \Delta r_p - (y_{j-1} + H_j))^{m+\chi} + G_3 \frac{\left(H_j + \Delta r_p - (y_{j-1} + H_j) + \frac{1}{\theta(m_x + \chi + \beta)^2}(H_j + \Delta r_p)\right)^{m_x + \chi + \beta}}{\left(H_j + \Delta r_p + \frac{1}{\theta(m_x + \chi + \beta)^2}(H_j + \Delta r_p)\right)^\beta}.$$

После приведения подобных слагаемых:

$$-\ln(1 - \beta_m) = G_1(\Delta r_p - y_{j-1})^{m+\chi} + G_2 \frac{(\Delta r_p - y_{j-1})^{m+\chi+\beta}}{(H_j + \Delta r_p)^\beta} + G_1(\Delta r_p - y_{j-1})^{m+\chi} + G_3 \frac{\left(\Delta r_p - y_{j-1} + \frac{1}{\theta(m_x + \chi + \beta)^2}(H_j + \Delta r_p)\right)^{m_x + \chi + \beta}}{\left(H_j + \Delta r_p + \frac{1}{\theta(m_x + \chi + \beta)^2}(H_j + \Delta r_p)\right)^\beta}. \quad (6)$$

Численное решение уравнения (6) выполнено для условий шлифования отверстий в заготовках из ситалла (АС-370) инструментом AW 60×25×13 63С F90 М 7 В А 50 м/с (при скоростях шлифовальной головки 35 и 50 м/с, скорости заготовки 0,25 м/с, продольной подаче 33 мм/с, поперечной подаче 0,008 мм/ход). Результаты представлены графиками на рис. 4 и 5.

В отличие от процесса шлифования металлов размеры и форма зоны контакта при шлифовании отверстий заготовок из ситалла (рис. 4)

несколько отличаются от известных из литературных источников [17–19]. Фактический размер зоны по координате z на 75...80 % больше, чем принимаемый при срезах в виде запятой и на 10...15 % меньше, чем принимаемый при сегментообразных срезах. Ширина зоны отличается от максимально возможной на величину текущего радиального съема материала (рис. 4).

Радиальный съем материала и слой с текущей шероховатостью определяются режимами

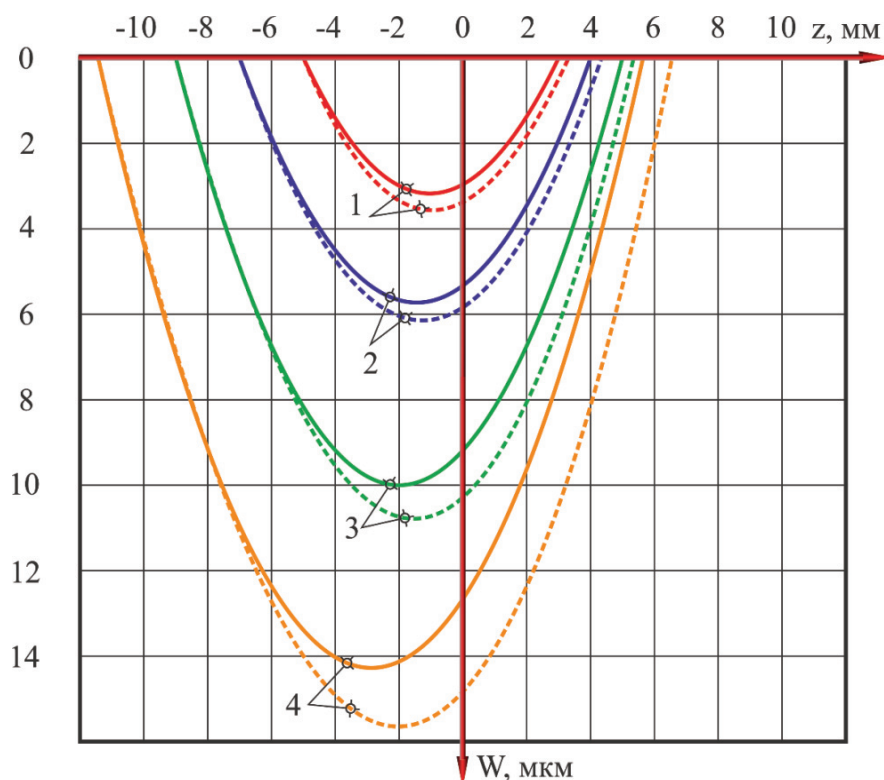


Рис. 4. Ширина зоны контакта заготовки с кругом без учета (—) и с учетом (---) радиального съема материала:

1 – $t_f = 9,22$ мкм; 2 – $t_f = 14,65$ мкм; 3 – $t_f = 23,76$ мкм;
4 – $t_f = 30,58$ мкм

Fig. 4. Width of the contact area of the workpiece with the grinding wheel without (—) and with (---) radial material removal:

1 – $t_f = 9,22$ μm ; 2 – $t_f = 14,65$ μm ; 3 – $t_f = 23,76$ μm ; 4 – $t_f = 30,58$ μm

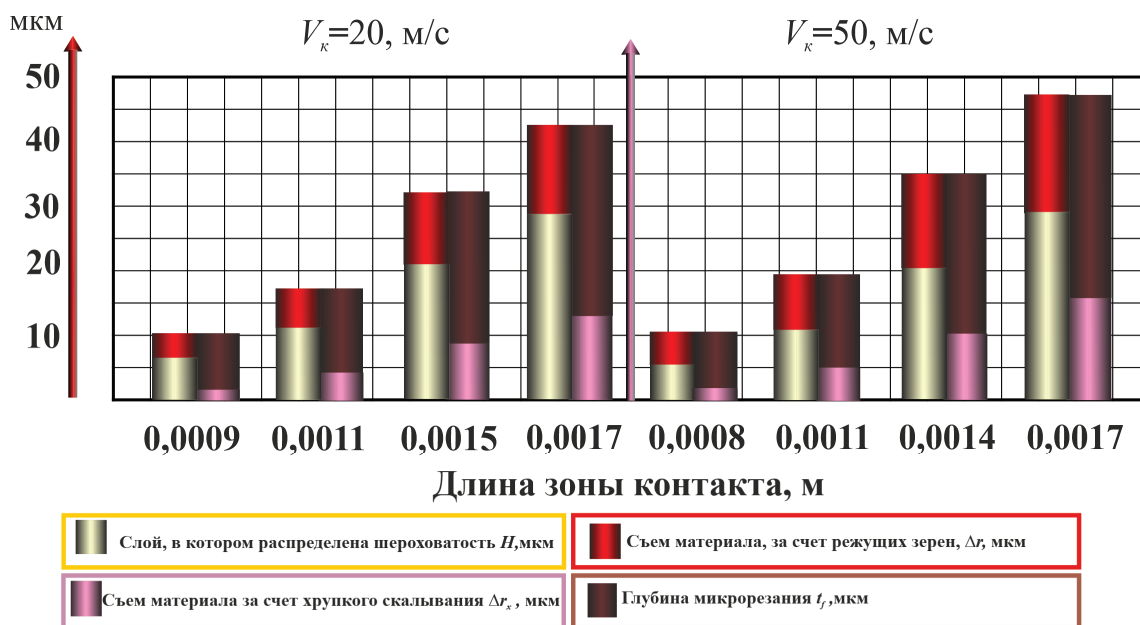


Рис. 5. Влияние скорости круга на радиальный съем металла и толщину слоя с текущей шероховатостью при шлифовании заготовок из ситалла (АС-370)

Fig. 5. Influence of wheel speed on radial metal removal and thickness of layer with current roughness when grinding silicon workpieces (AC-370)

шлифования, состоянием поверхности инструмента, размерами заготовки и круга, исходным состоянием обрабатываемой поверхности после предшествующего контакта.

При установившемся процессе шлифования для вывода зависимости радиального съема от элементов режима шлифования в явном виде с учетом многопроходности процесса совмещаем начало координат с уровнем максимальных вершин профиля на $(j - n)$ -м касании, где n – число касаний поверхности с кругом, необходимых для полного обновления. Тогда при $0 \leq y_{j-1} \leq \Delta r_p$ получим:

$$t_f = (n + 1)\Delta r_p - y_{j-1}. \quad (7)$$

Известно, что при достаточно широком изменении элементов режима резания число касаний n , которые нужны для полного удаления исходной шероховатости поверхности, меняется в пределах от 2 до 12 [18].

С учетом вышеизложенного в предположении, что n является величиной непрерывной, на основании зависимостей (6) и (7) после разложе-

ния в ряд и свертки первых 12 членов при выбранном значении вероятности β_m получаем приближенное решение для расчёта радиального съема материала, полученного за счет механического резания, для условий шлифования заготовок из хрупких неметаллических материалов (рис. 7):

$$\Delta r_p = \frac{(0,677t_f V_u + 0,073t_f^2 K_c (V_k \pm V_u) n_3 \sqrt{D_e \rho_3})}{V_u}, \quad (8)$$

где D_e – эквивалентный диаметр.

Толщина слоя с текущей шероховатостью (рис. 6), исходя из геометрических соображений, может быть рассчитана по зависимости

$$H = t_f - \Delta r_p + \Delta r_x. \quad (9)$$

В результате подстановок значений параметров в выражение (9) получена математическая модель формирования слоя с текущей шероховатостью после шлифования заготовок, изготовленных из хрупких неметаллических материалов:

$$H = t_f - \frac{(0,677t_f V_u + 0,073t_f^2 K_c (V_k \pm V_u) n_3 \sqrt{D_e \rho_3})}{V_u} \times \left(1 + \left(1 - \exp \left[- \frac{(0,677t_f V_u + 0,073t_f^2 K_c (V_k \pm V_u) n_3 \sqrt{D_e \rho_3})}{V_u \theta^{(m_x + \chi + \beta)^2}} \right] \right) \right). \quad (10)$$

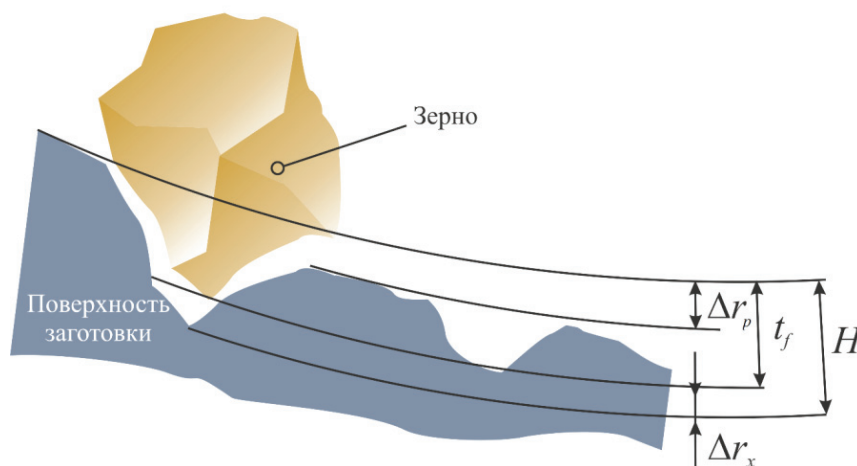


Рис. 6. Схема контактирования абразивного зерна с хрупким материалом заготовки

Fig. 6. Pattern of abrasive grain contact with brittle workpiece material

Пример. Рассчитать толщину слоя с текущей шероховатостью поверхности при внутреннем шлифовании отверстия $d = 150 \cdot 10^{-3}$ м заготовки из АС-370. При этом в качестве инструмента выбрана шлифовальная головка АW 60×25×13 63С F90 М 7 В А 35 м/с с величиной поперечной подачи $\Delta A_{si} = 5$ мкм на оборот заготовки и скоростью вращения заготовки $V_u = 0,25$ м/с. Приращения упругих деформаций инструмента и заготовки, а также температурных деформаций элементов системы не учитываем. Текущее состояние системы $t_f = 14,65$ мкм. Для заданных условий $K_c = 1$,

$$n_3 = 15,866 \cdot 10^6 \text{ м}, \quad \rho_3 = 7,31 \cdot 10^{-6} \text{ м}, \quad \theta = 0,5, \\ \beta = 2, \quad m_x = 0,7 \text{ и } \chi = 1,3.$$

Определим величину радиального съема материала, полученного за счет механического резания, м:

$$\Delta r_p = \frac{1}{0,25} \left((0,677 \cdot 14,65 \cdot 10^{-6} \cdot 0,25 + \right. \\ \left. + 0,073(14,65 \cdot 10^{-6})^2 1(35 \pm 0,25) \times \right. \\ \left. \times 15,866 \cdot 10^6 \sqrt{0,1 \cdot 7,31 \cdot 10^{-6}}) \right) = 7,458 \cdot 10^{-6}.$$

Вычислим величину съема за счет хрупкого разрушения зерен, м:

$$\Delta r_x = \frac{1}{0,25} \left((0,677 \cdot 14,65 \cdot 10^{-6} \cdot 0,25 + 0,073(14,65 \cdot 10^{-6})^2 1(35 \pm 0,25) \times \right. \\ \left. \times 15,866 \cdot 10^6 \sqrt{0,1 \cdot 7,31 \cdot 10^{-6}}) \right) \left[1 - \exp \left(- \frac{1}{0,25 \cdot 0,5^{(0,7+1,3+2)^2}} (0,677 \cdot 14,65 \cdot 10^{-6} \cdot 0,25 + \right. \right. \\ \left. \left. + 0,073(14,65 \cdot 10^{-6})^2 1(35 \pm 0,25) \cdot 15,866 \cdot 10^6 \sqrt{0,1 \cdot 7,31 \cdot 10^{-6}}) \right) \right] = 4,603 \cdot 10^{-6}.$$

Тогда толщина слоя с текущей шероховатостью будет равна, м:

$$H = t_f - \Delta r_p + \Delta r_x = 14,65 \cdot 10^{-6} - \\ - 7,458 \cdot 10^{-6} + 4,603 \cdot 10^{-6} = 11,795 \cdot 10^{-6}.$$

Сопоставление величин радиального съема материала и слоя с текущей шероховатостью, вычисленных по зависимостям (8) и (9) для случая внутреннего шлифования отверстия $d = 150 \cdot 10^{-3}$ м заготовки из АС-370 приведено в табл. 1. При этом сохранены условия приведенного выше примера с начальным состоянием системы $t_{f0} = 0$; $V_k = 35$ м/с; $V_u = 0,25$ м/с.

Для большинства режимов шлифования отклонение значений радиального съема и слоя с текущей шероховатостью материала, рассчитанных по упрощенным моделям, не превышает 1 %. Только для режимов 4 и 6 они составляют 1,17 и 1,19 %. Таким образом, принятые приближения обеспечивают достаточно высокую точность расчетов и позволяют аналитически оценить влияние на радиальный съем материала и слой с текущей шероховатостью поверхности элементов режима шлифования и характеристик

абразивного инструмента. Радиальный съем и слой с текущей шероховатостью поверхности зависят от фактической глубины микрорезания, скорости заготовки, размеров заготовки и круга, геометрии абразивного зерна, числа режущих кромок на поверхности круга.

С увеличением глубины микрорезания радиальный съем материала и толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности увеличиваются для всех значений скорости круга и скорости заготовки (рис. 5 и 7).

В исследованном диапазоне толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности изменяется почти пропорционально t_f . Так, для кругов зернистостью F90 при увеличении t_f почти в 2 раза (с 9,22 до 14,65 мкм при $V_k = 35$ м/с) толщина слоя с текущей шероховатостью увеличивается в 1,92 раза (с 5,2 до 10,01 мкм). Радиальный съем материала с увеличением глубины микрорезания увеличивается более значительно, чем толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности. Так, при увеличении t_f в 1,59 раза (с 9,22 до 14,65 мкм) (рис. 5) радиальный съем увеличивается в 3,1 раза (с 2,38 до 7,34 мкм).

**Сопоставление результатов расчетов численными методами с выполненными
по упрощенным зависимостям**

Comparison of numerical results with those based on simplified dependencies

№ п/п	Факти- ческая глубина t_f , мкм/ Actual depth t_f , μm	Число контак- тов, n / Number of contacts, n	Радиальный сьем материала, мкм/ Radial material removal, μm		Толщина слоя с текущей шероховатостью H , мкм/ Layer thickness with current roughness H , μm			Длина зоны кон- такта, мм/ Contact area length, mm
			Δr_p	Δr_x	зависимость (6)/ dependency (6)	упрощенная модель (10)/ simplified model (10)	откло- нение, %/ deviation, %	
1	9,22	5	4,096	1,857	6,998	6,982	0,23	0,0008
2	14,65	2	7,458	4,603	11,849	11,795	0,46	0,0011
3	16,04	3	8,345	5,428	13,161	13,12	0,31	0,0011
4	23,76	7	13,37	10,55	21,19	20,94	1,17	0,0014
5	27,92	6	16,11	13,53	25,49	25,33	0,63	0,0016
6	29,77	12	17,34	14,89	27,64	27,31	1,19	0,0017
7	30,58	9	17,88	15,47	28,369	28,17	0,71	0,0017

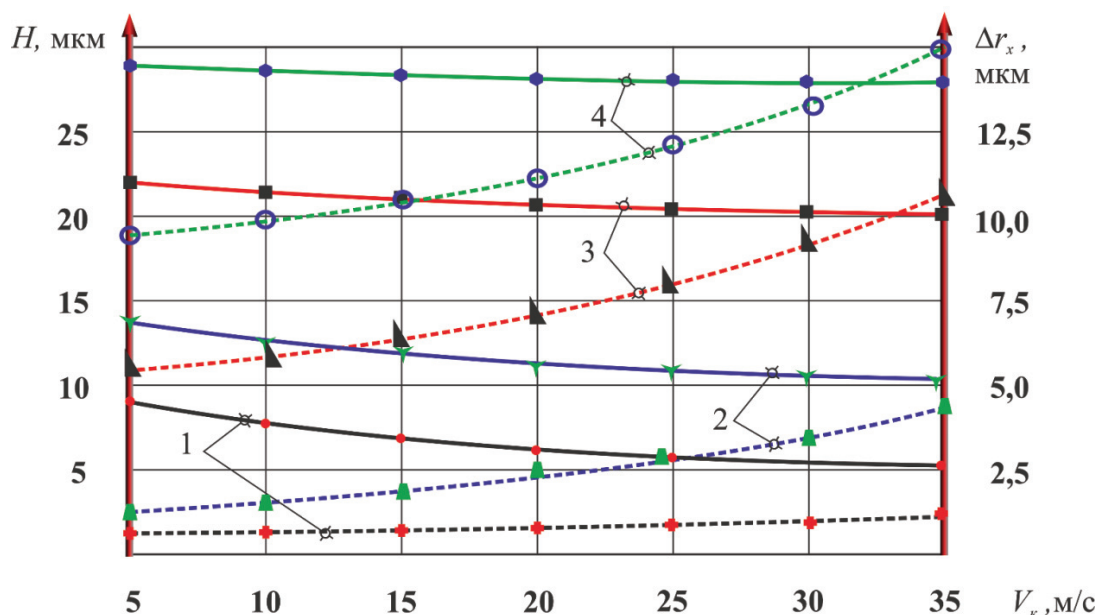


Рис. 7. Влияние скорости круга на сьем материала (---), вызванного хрупким разрушением, и на толщину слоя с текущей шероховатостью (—) поверхности:

1 – $t_f = 9,22$ мкм; 2 – $t_f = 14,65$ мкм; 3 – $t_f = 23,76$ мкм; 4 – $t_f = 30,58$ мкм

Fig. 7. Effect of wheel speed on material removal (---), caused by brittle fracture and on layer thickness with current surface roughness (—):

1 – $t_f = 9,22$ μm ; 2 – $t_f = 14,65$ μm ; 3 – $t_f = 23,76$ μm ; 4 – $t_f = 30,58$ μm

Такое влияние глубины микрорезания на радиальный сьем объясняется тем, что при увеличении t_f увеличивается не только толщина, но и длина единичных срезов, растет хрупкая составляющая сьема.

С увеличением скорости круга радиальный сьем увеличивается, толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности уменьшается. С увеличением скорости заготовки при $t_f = \text{const}$ радиальный сьем материала уменьшается, толщина слоя с текущей шероховатостью поверхности увеличивается.

Результаты и их обсуждение

С целью экспериментальной проверки полученных зависимостей были проведены опыты по шлифованию образцов при внутреннем шлифовании отверстия из АС-370. Образцы (диаметр отверстия – 150 мм, длина – 250 мм) шлифовали на станке RSM M 500 CNC инструментом AW 60×25×13 63C F90 M 7 В А 35 м/с (скорость головки 35 м/с, скорость заготовки 0,262 м/с). Для того чтобы каждая точка поверхности за один проход встречалась с кругом один раз, продольную подачу на оборот заготовки выбирали равной ширине шлифовальной головки bs (рис. 8).

По полученным экспериментальным значениям вычисляли максимальную глубину микрорезания и толщину слоя с текущей шеро-

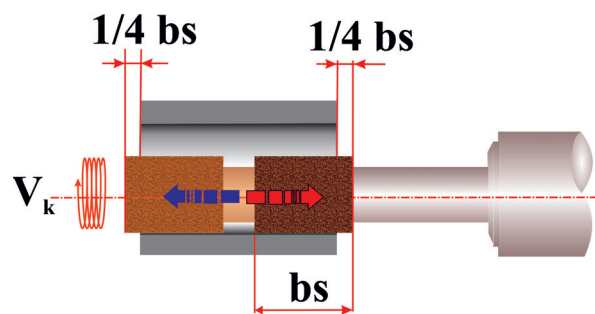


Рис. 8. Схема процесса внутреннего шлифования

Fig. 8. Diagram of the internal grinding process

ховатостью поверхности. Величину толщины указанного слоя сравнивали с экспериментальными значениями, полученными с помощью профилограмм шлифованной поверхности.

Полученные зависимости сьема материала и толщины слоя с текущей шероховатостью поверхности от поперечной подачи аналогичны имеющимся в литературных источниках. Если аппроксимировать их уравнениями вида $H = \Delta_H S_y^n$, то показатель степени при S_y будет равен 0,44, что хорошо согласуется с экспериментальными данными других авторов [17].

Сравнение расчетных и экспериментальных данных указывает на их соответствие практически при всех значениях подачи. Несколько отли-

Таблица 2

Table 2

Влияние поперечной подачи на глубину микрорезания, радиальный сьем материала и шероховатость поверхности

Influence of cross feed on micro-cutting depth, radial material removal and surface roughness

№ п/п	Поперечная подача S_y , мкм/ход/ Cross feed rate S_y , $\mu\text{m}/\text{stroke}$	Фактическая глубина t_f мкм/ Actual depth t_f μm	Радиальный сьем материала, мкм/ Radial material removal, μm		Толщина слоя с текущей шероховатостью H , мкм/ Layer thickness with current roughness H , μm		
			Δr_p	Δr_x	экспериментальный/ experimental	расчетный/ calculated/	отклонение, %/ deviation, %
1	0,5	10,47	4,68	2,324	6,382	8,114	21,34
2	1,0	17,83	9,27	6,389	12,451	14,95	16,71
3	2,0	22,34	12,18	9,363	16,872	19,52	13,57
4	4,0	26,38	14,83	12,2	26,01	23,75	8,69
5	8,0	32,16	18,65	16,38	27,904	29,89	6,64

чается наклон расчетной кривой (наибольшее отклонение – 21,34 % расчетных значений от экспериментальных) при поперечной подаче 0,5 мкм/ход. При увеличении поперечной подачи различия в расчетных и экспериментальных значениях шероховатости поверхности уменьшаются. Незначительные различия экспериментальных и теоретических значений в области подач 1...2 мкм/ход могут быть объяснены тем, что при вычислениях число вершин на поверхности круга принято постоянным, в то время как по данным исследований [17–20] оно увеличивается с уменьшением интенсивности съема металла и поперечной подачи. Однако и при сохранении постоянства числа абразивных зерен уравнения (8) и (10) достаточно хорошо моделируют реальный процесс шлифования отверстий из хрупких неметаллических материалов.

Выводы

Разработанные математические модели позволяют осуществить расчет радиального съема материала и толщины слоя, в котором распределена текущая шероховатость при шлифовании хрупких неметаллических материалов. Предложенные зависимости показывают закономерность удаления частиц хрупкого неметаллического материала путем радиального съема и распределения текущей шероховатости, формируемой после каждого радиального съема в зоне контакта.

Предложенные аналитические зависимости справедливы для широкого диапазона режимов шлифования отверстий в заготовках из ситалла, характеристик кругов и ряда других технологических факторов [18, 19, 20].

Полученные выражения позволяют найти максимальную глубину микрорезания и толщину слоя с текущей шероховатостью поверхности при шлифовании хрупких неметаллических материалов. Сравнение расчетных и экспериментальных данных указывает на их соответствие практически при всех значениях подач, что подтверждает адекватность полученных уравнений, достаточно хорошо моделирующих реальный процесс шлифования отверстий из хрупких неметаллических материалов.

Список литературы

1. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – 304 с. – ISBN 978-617-612-051-3.
2. Kassen G., Werner G. Kinematische Kenngrößen des Schleifvorganges // *Industrie-Anzeiger*. – 1969. – N 87. – P. 91–95.
3. Malkin S., Guo C. Grinding technology: theory and applications of machining with abrasives. – New York: Industrial Press, 2008. – 372 p. – ISBN 978-0-8311-3247-7.
4. Hou Z.B., Komanduri R. On the mechanics of the grinding process. Pt. 1. Stochastic nature of the grinding process // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2003. – Vol. 43. – P. 1579–1593. – DOI: 10.1016/S0890-6955(03)00186-X.
5. Lajmert P., Sikora V., Ostrowski D. A dynamic model of cylindrical plunge grinding process for chatter phenomena investigation // *MATEC Web of Conferences*. – 2018. – Vol. 148. – P. 09004–09008. – DOI: 10.1051/mateconf/20181480900.
6. A time-domain surface grinding model for dynamic simulation / M. Leonesio, P. Parenti, A. Cassinari, G. Bianchi, M. Monn // *Procedia CIRP*. – 2012. – Vol. 4. – P. 166–171. – DOI: 10.1016/j.procir.2012.10.030.
7. Sidorov D., Sazonov S., Revenko D. Building a dynamic model of the internal cylindrical grinding process // *Procedia Engineering*. – 2016. – Vol. 150. – P. 400–405. – DOI: 10.1016/j.proeng.2016.06.739.
8. Zhang N., Kirpitchenko I., Liu D.K. Dynamic model of the grinding process // *Journal of Sound and Vibration*. – 2005. – Vol. 280. – P. 425–432. – DOI: 10.1016/j.jsv.2003.12.006.
9. Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding / M. Ahrens, J. Damm, M. Dagen, B. Denkena, T. Ortmaier // *Procedia CIRP*. – 2017. – Vol. 58. – P. 422–427. – DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.
10. Garitaonandia I., Fernandes M.H., Albizuri J. Dynamic model of a centerless grinding machine based on an updated FE model // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2008. – Vol. 48. – P. 832–840. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.12.001.
11. Tawakolia T., Reinecke H., Vesali A. An experimental study on the dynamic behavior of grinding wheels in high efficiency deep grinding // *Procedia CIRP*. – 2012. – Vol. 1. – P. 382–387. – DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.068.
12. Dynamic modeling and simulation of a nonlinear, non-autonomous grinding system considering spatially periodic waviness on workpiece surface / J. Jung, P. Kim, H. Kim, J. Seok // *Simulation Modelling Practice and Theory*. – 2015. – Vol. 57. – P. 88–99. – DOI: 10.1016/j.simpat.2015.06.005.

13. Yu H., Wang J., Lu Y. Modeling and analysis of dynamic cutting points density of the grinding wheel with an abrasive phyllotactic pattern // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2016. – Vol. 86. – P. 1933–1943. – DOI: 10.1007/s00170-015-8262-0.
14. Guo J. Surface roughness prediction by combining static and dynamic features in cylindrical traverse grinding // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2014. – Vol. 75. – P. 1245–1252. – DOI: 10.1007/s00170-014-6189-5.
15. Soler Ya.I., Le N.V., Si M.D. Influence of rigidity of the hardened parts on forming the shape accuracy during flat grinding // MATEC Web of Conferences. – 2017. – Vol. 129. – P. 01076. – DOI: 10.1051/mateconf/201712901076.
16. Солер Я.И., Хоанг Н.А. Влияние глубины резания на высотные шероховатости инструментов из стали У10А при плоском шлифовании кругами из кубического нитрида бора // Авиамашиностроение и транспорт Сибири: сборник материалов IX Всероссийской научно-практической конференции / Иркутский национальный исследовательский технический университет. – Иркутск, 2017. – С. 250–254.
17. Гусев В.В., Мусеев Д.А. Износ алмазного шлифовального круга при обработке керамики // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2019. – № 4 (67). – С. 25–29.
18. Вероятностная модель удаления поверхностного слоя при шлифовании хрупких неметаллических материалов / С.М. Братан, С.И. Рошупкин, А.О. Харченко, А.С. Часовитина // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 2. – С. 6–16. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.2-6-16.
19. Моделирование съема припуска в зоне контакта при внутреннем шлифовании хрупких неметаллических материалов / С.М. Братан, С.И. Рошупкин, А.О. Харченко, А.С. Часовитина // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 2. – С. 31–39. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.2-31-39.
20. Identification of removal parameters at combined grinding of conductive ceramic materials / S. Bratan, S. Roshchupkin, A. Kolesov, B. Bogutsky // MATEC Web of Conferences. – 2017. – Vol. 129. – P. 01079. – DOI: 10.1051/mateconf/201712901079.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Calculation of radial material removal and the thickness of the layer with the current roughness when grinding brittle non-metallic materials

Sergey Bratan ^{a, *}, Stanislav Roshchupkin ^b, Alexander Kharchenko ^c, Anastasia Chasovitina ^d

Sevastopol State University, 33 Universitetskaya str., Sevastopol, 299053, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-9033-1174>, bratan@gmail.com, ^b <https://orcid.org/0000-0003-2040-2560>, st.roshchupkin@yandex.ru,
^c <https://orcid.org/0000-0003-1704-9380>, khao@list.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0001-6800-9392>, nastya.chasovitina@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 27 June 2021

Revised: 23 July 2021

Accepted: 14 August 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Grinding of brittle materials

Sanding of holes in silicon workpieces

Radial material removal

Layer thickness with current surface roughness

Probability of material removal, micro-cutting depth

Acknowledgements

Research were conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials".

ABSTRACT

Introduction. The quality parameters of products, which determine its performance and functionality, are finally formed in the finishing operations, which include the internal grinding process. In this case, the removal of material from the rough surface of the workpiece occurs due to the presence of several simultaneously running random processes of shaping, occurring during the contact of the grinding wheel and the workpiece. A probabilistic theoretical approach is used to simulate grinding operations. However, for determination of radial material removal and thickness of layer with current roughness, the known models cannot be used, as it does not allow taking into account specific features of machining products made of brittle non-metallic materials. **Purpose of the work.** Creation of a new theoretical and probabilistic model allowing to calculate radial material removal and layer thickness, in which current roughness is distributed during grinding of brittle non-metallic materials. The aim is to investigate the regularities of brittle non-metallic material particles removal by radial removal and study the current (for the moment) roughness formed after every radial removal in the contact area. In the work, radial material removal and the layer with current roughness are determined by grinding modes, tool surface condition, workpiece and wheel dimensions, and the initial condition of the machined surface after the previous contact. **The research methods** are mathematical and physical simulation using basic probability theory, distribution laws of random variables, as well as the theory of cutting and the theory of deformable solids. **Results and discussion.** The developed mathematical models make it possible to trace the dimensions and shape of the contact zone when grinding holes in billets made of silicon, which are somewhat different from those known when machining billets made of metal. The proposed dependencies show that with an increase in the depth of micro-cutting, the radial material removal and the thickness of the layer with the current surface roughness increase for all values of wheel speed and workpiece speed. From the experimental values obtained, the maximum micro-cutting depth and the thickness of the layer with current surface roughness are calculated. The thickness of the said layer is compared with the experimental values obtained from the ground surface profilographs. A comparison of the calculated and experimental data indicates its compliance with almost all feed values, which confirms the adequacy of the obtained equations, which model the real process of grinding holes made of brittle non-metallic materials quite well.

For citation: Bratan S.M., Roshchupkin S.I., Kharchenko A.O., Chasovitina A.S. Calculation of radial material removal and the thickness of the layer with the current roughness when grinding brittle non-metallic materials. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 31–44. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-31-44. (In Russian).

References

1. Novoselov Yu.K. *Dinamika formoobrazovaniya poverkhnostei pri abrazivnoi obrabotke* [Dynamics of surface shaping during abrasive processing]. Sevastopol, SevNTU Publ., 2012. 304 p. ISBN 978-617-612-051-3.
2. Kassen G., Werner G. Kinematische Kenngrößen des Schleifvorganges [Kinematic parameters of the grinding process]. *Industrie-Anzeiger* = *Industry Scoreboard*, 1969, no. 87, pp. 91–95. (In German).
3. Malkin S., Guo C. *Grinding technology: theory and applications of machining with abrasives*. New York, Industrial Press, 2008. 372 p. ISBN 978-0-8311-3247-7.

* Corresponding author

Bratan Sergey M., D. Sc. (Engineering), Professor
 Sevastopol State University,
 33 Universitetskaya str,
 299053, Sevastopol, Russian Federation
 Tel.: +7 (978)7155019, e-mail: serg.bratan@gmail.com

4. Hou Z.B., Komanduri R. On the mechanics of the grinding process. Pt. 1. Stochastic nature of the grinding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003, vol. 43, pp. 1579–1593. DOI: 10.1016/S0890-6955(03)00186-X.
5. Lajmert P., Sikora V., Ostrowski D. A dynamic model of cylindrical plunge grinding process for chatter phenomena investigation. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 148, pp. 09004–09008. DOI: 10.1051/mateconf/20181480900.
6. Leonesio M., Parenti P., Cassinari A., Bianchi G., Monn M. A time-domain surface grinding model for dynamic simulation. *Procedia CIRP*, 2012, vol. 4, pp. 166–171. DOI: 10.1016/j.procir.2012.10.030.
7. Sidorov D., Sazonov S., Revenko D. Building a dynamic model of the internal cylindrical grinding process. *Procedia Engineering*, 2016, vol. 150, pp. 400–405. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.06.739.
8. Zhang N., Kirpitchenko I., Liu D.K. Dynamic model of the grinding process. *Journal of Sound and Vibration*, 2005, vol. 280, pp. 425–432. DOI: 10.1016/j.jsv.2003.12.006.
9. Ahrens M., Damm J., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding. *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 422–427. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.
10. Garitaonandia I., Fernandes M.H., Albizuri J. Dynamic model of a centerless grinding machine based on an updated FE model. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, vol. 48, pp. 832–840. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.12.001.
11. Tawakolia T., Reinecke H., Vesali A. An experimental study on the dynamic behavior of grinding wheels in high efficiency deep grinding. *Procedia CIRP*, 2012, vol. 1, pp. 382–387. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.068.
12. Jung J., Kim P., Kim H., Seok J. Dynamic modeling and simulation of a nonlinear, non-autonomous grinding system considering spatially periodic waviness on workpiece surface. *Simulation Modeling Practice and Theory*, 2015, vol. 57, pp. 88–99. DOI: 10.1016/j.simpat.2015.06.005.
13. Yu H., Wang J., Lu Y. Modeling and analysis of dynamic cutting points density of the grinding wheel with an abrasive phyllotactic pattern. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, vol. 86, pp. 1933–1943. DOI: 10.1007/s00170-015-8262-0.
14. Guo J. Surface roughness prediction by combining static and dynamic features in cylindrical traverse grinding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, vol. 75, pp. 1245–1252. DOI: 10.1007/s00170-014-6189-5.
15. Soler Ya.I., Le N.V., Si M.D. Influence of rigidity of the hardened parts on forming the shape accuracy during flat grinding. *MATEC Web of Conferences*, 2017, vol. 129, p. 01076. DOI: 10.1051/mateconf/201712901076.
16. Soler Ya.I., Khoang N.A. [Influence of the depth of cut on the height roughness of tools made of U10A steel during surface grinding with cubic boron nitride wheels]. *Aviamashinostroenie i transport Sibiri: sbornik materialov IX Vserossiiskoi nauchno-prakticheskoi konferentsii* [Aircraft engineering and transport of Siberia. Proceedings of the 9th All-Russian Scientific and Practical Conference]. Irkutsk National Research Technical University. Irkutsk, 2017, pp. 250–254. (In Russian).
17. Gusev V.V., Moiseyev D.A. Iznos almaznogo shlifoval'nogo kruga pri obrabotke keramiki [Wear of a diamond grinding wheel when processing ceramics]. *Progressivnye tekhnologii i sistemy mashinostroeniya = Progressive Technologies and Systems of Mechanical Engineering*, 2019, no. 4 (67), pp. 25–29.
18. Bratan S.M., Roshchupkin S.I., Kharchenko A.O., Chasovitina A.S. Veroyatnostnaya model' udaleniya poverkhnostnogo sloya pri shlifovanii khrupkikh nemetallicheskich materialov [Probabilistic model of surface layer removal when grinding brittle non-metallic materials]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 2, pp. 6–16. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.2-6-16.
19. Bratan S.M., Roshchupkin S.I., Kharchenko A.O., Chasovitina A.S. Modelirovanie s'ema pripuska v zone kontakta pri vnutrennem shlifovanii khrupkikh nemetallicheskich materialov [Simulation of the stock removal in the contact zone during internal grinding of brittle non-metallic materials]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 2, pp. 31–39. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.2-31-39.
20. Bratan S., Roshchupkin S., Kolesov A., Bogutsky B. Identification of removal parameters at combined grinding of conductive ceramic materials. *MATEC Web of Conferences*, 2017, vol. 129, p. 01079. DOI: 10.1051/mateconf/201712901079.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Повышение эффективности поверхностно-термического упрочнения деталей машин в условиях совмещения обрабатывающих технологий, интегрируемых на единой станочной базе

Вадим Скиба ^{a, *}, Владимир Иванцовский ^b

Новосибирский государственный технический университет, пр. К. Маркса, 20, г. Новосибирск, 630073, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-8242-2295>,  skeeba_vadim@mail.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0001-9244-225X>,  ivancivskij@corp.nstu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.785(787): 621.9.06(07)

История статьи:

Поступила: 14 мая 2021
 Рецензирование: 14 июня 2021
 Принята к печати: 07 августа 2021
 Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Гибридное оборудование
 Высокоэнергетический нагрев
 Механическая обработка
 Индукционная закалка
 Концептуальное проектирование

Финансирование:

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ и Правительства Новосибирской области в рамках научного проекта № 20-48-540016.

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. В обрабатывающей промышленности наблюдается особый интерес к разработке нового типа технологического оборудования, позволяющего реализовать методы модифицирования поверхностных слоев деталей путем их обработки источниками концентрированной энергии. Совмещение двух обрабатывающих технологий (механической и поверхностно-термической операции) в условиях интегрального оборудования позволяет нивелировать недостатки монотехнологий и получить новые эффекты, недостижимые при использовании технологий по отдельности. Применения гибридных станков в совокупности с разработанными технологическими рекомендациями позволит достичь многократного роста технико-экономической эффективности производства, ресурсо- и энергосбережения, что, в свою очередь, будет способствовать повышению конкурентоспособности выпускаемой продукции и обновлению технологического уклада. **Цель работы:** повышение производительности и снижение энергозатрат при поверхностно-термическом упрочнении деталей машин посредством воздействия концентрированными источниками энергии в условиях интегральной обработки. **Теория и методы.** Исследования возможного структурного состава и компоновки гибридного оборудования при интеграции механических и поверхностно-термических процессов производились с учетом основных положений структурного синтеза и компонентки металлообрабатывающих систем. Теоретические исследования выполнены с использованием основных положений системного анализа, геометрической теории формирования поверхностей, конструирования металлообрабатывающих станков, методов конечных элементов, математического и компьютерного моделирования. Математическое моделирование тепловых полей и структурно-фазовых превращений при ВЭН ТВЧ осуществлялось в программных комплексах ANSYS и SYSWELD, использующих численные методы решения дифференциальных уравнений нестационарной теплопроводности (уравнение Фурье), диффузии углерода (2-й закон Фика) и упругопластического поведения материала. Валификация результатов моделирования осуществлялась проведением натурных экспериментов с применением оптической и растровой микроскопии; механического и рентгеновского методов определения остаточных напряжений. В исследовании для одновременного измерения отклонений формы, волнистости и шероховатости поверхности применяли профилограф-профилометры *Uone JD520* и *Form Talysurf Series 2*. Оценка топографии поверхности производили на лазерном профилографе-профилометре *Zygo New View 7300*. Микротвердость упрочненного поверхностного слоя деталей оценивали на приборе *Wolpert Group 402MVD*. **Результаты и обсуждение.** Представлена оригинальная методика проведения структурно-кинематического анализа для предпроектных исследований гибридного металлообрабатывающего оборудования. Разработаны методологические рекомендации по модернизации металлорежущих станков, выполнение которых позволит реализовать высокоэнергетический нагрев токами высокой частоты (ВЭН ТВЧ) на стандартной станочной системе и обеспечить формирование наукоёмкого технологического оборудования с расширенными функциональными возможностями. Предложен единый интегральный параметр температурно-временного воздействия на конструкционный материал при назначении режимов упрочнения концентрированными источниками нагрева, гарантирующих требуемый комплекс показателей качества поверхностного слоя деталей машин, при обеспечении энергоэффективности и производительности обработки в целом. Экспериментально подтверждено, что внедрение в производство предлагаемого гибридного станка в совокупности с разработанными рекомендациями по назначению режимов ВЭН ТВЧ в условиях интегральной обработки детали типа «Втулка плунжерная» по отношению к заводской технологии позволяет повысить производительность поверхностной закалки в 3,5...4,1 раза и снизить энергозатраты в 9,5...11,3 раза.

Для цитирования: Скиба В.Ю., Иванцовский В.В. Повышение эффективности поверхностно-термического упрочнения деталей машин в условиях совмещения обрабатывающих технологий, интегрируемых на единой станочной базе // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 45–71. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-45-71.

*Адрес для переписки

Скиба Вадим Юрьевич, к.т.н., доцент
 Новосибирский государственный технический университет,
 пр. К. Маркса, 20,
 г. Новосибирск, 630073, Россия
 Тел.: 8 (383) 346-17-79, e-mail: skeeba_vadim@mail.ru

Введение

В эпоху глобализации и высокой конкурентоспособности крайне важно, чтобы современное машиностроение работало над сокращением производственных затрат и одновременно обеспечивало выпуск качественной продукции с максимальной производительностью [1–20]. В связи с этим в обрабатывающей промышленности отчетливо наблюдается особый интерес к разработке нового типа технологического оборудования, позволяющего реализовать методы модифицирования поверхностных слоев деталей путем их обработки источниками концентрированной энергии [21–25]. Локальное и сверхскоростное тепловое воздействие создает возможность получения более высоких значений твердости, прочности, вязкости за счет образования на поверхности деталей высокодисперсной метастабильной структуры намного с более высокой плотностью дислокаций по сравнению с объемной обработкой и традиционными способами поверхностного упрочнения [17, 21–23, 26–31].

Развитие технологии высокочастотного нагрева, связанное с использованием радиочастот, с работами по миниатюризации индукторов и оснащению их ферритовыми магнитопроводами, привело к появлению нового метода – высокоэнергетического нагрева токами высокой частоты (ВЭН ТВЧ), который в данный момент представляет особый интерес с точки зрения упрочнения конструкционных сталей [26–28, 32–36]. С помощью этого метода возможна реализация технологического процесса закалки с удельными мощностями нагрева порядка 400 МВт/м^2 , что с успехом позволяет конкурировать с другими концентрированными источниками (лазер, электронный луч) при упрочнении материала без оплавления (рис. 1). Необходимо отметить, что обеспечение требуемого постоянного зазора ($\delta = 0,1 \dots 0,2 \text{ мм}$) между индуктором и обрабатываемой деталью, который является необходимым условием реализации ВЭН ТВЧ, стано-

вится возможным только лишь при совмещении двух обрабатывающих технологий – механической и поверхностно-термической операций – на единой станочной базе [20, 27, 28, 37]. Поскольку разработка нового станочного оборудования требует большого объема финансовых и трудовых ресурсов, нами предлагается модернизация стандартных металлорежущих станков путем их дооснащения дополнительным концентрированным источником энергии, в качестве которого можно использовать генератор ТВЧ. С учетом современного уровня развития микропроцессорной техники в области высокочастотных промышленных установок тиристорного типа, а также критерия удобоваримого встраивания в стандартную станочную систему в область наших интересов будут входить высокочастотные генераторы типа СВЧ. При этом становится актуальной задача разработки новых методик назначения режимов обработки, рассматривающих объединяемые операции технологического процесса не изолированно, а во взаимосвязи и позволяющих гарантированно получать детали с заранее заданной точностью и физико-механическими свойствами их рабочих поверхностей [27, 28].

Протекание фазовых превращений, а следовательно, получаемая структура и глубина закалки, а также размер зерна аустенита зависят от интегрального температурно-временного действия нагрева на структуру стали и поэтому также обуславливаются формой термической кривой. Использование в качестве основных параметров назначения режимов поверхностной закалки средней скорости и максимальной температуры нагрева достаточно приблизительно

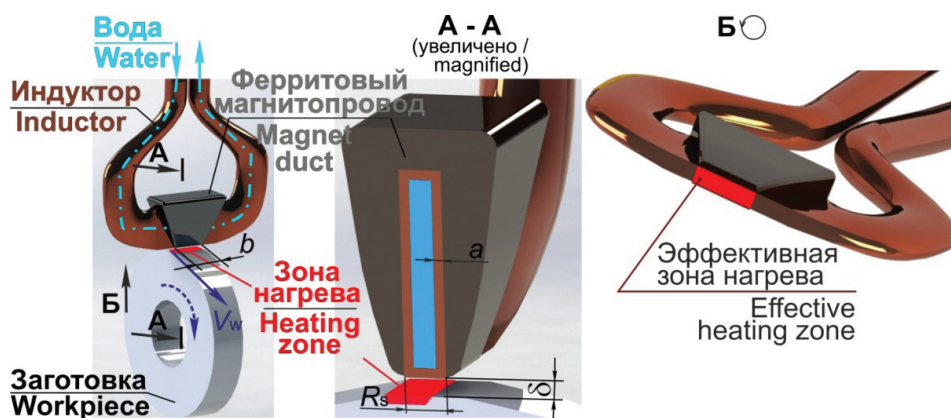


Рис. 1. Схема обработки при ВЭН ТВЧ

Fig. 1. The scheme of HEN HFC processing

характеризуют температурно-временные условия фазовых превращений при аустенитизации стали [28, 38–40]. Кроме перечисленных параметров необходимо учитывать и среднюю скорость охлаждения, и время нахождения материала в интервале температур фазовых превращений. Следовательно, режимы обработки следует назначать таким образом, чтобы обеспечить в поверхностных слоях материала необходимые термические циклы с заданными параметрами [27, 28]. При этом, как было показано в исследованиях [27, 41], установить однозначную связь численных значений этих параметров с режимами обработки и характеристиками качества упрочненного слоя не представляется возможным. Однако очевидно, что численные значения параметров термических циклов определяются величиной передаваемой энергии и характером ее распределения в материале.

В связи с этим и на основании работ [41, 42] предлагается использовать в качестве основного параметра назначения режимов поверхностной закалки интегральную температурно-временную характеристику S , объединяющую в себе все перечисленные параметры термических циклов [28, 43–45]. Процесс образования аустенита будет протекать в период времени $\tau_b = \tau_3 - \tau_1$ (рис. 2) независимо от того, имеет ли термическая кривая восходящий или нисходящий характер в данный период времени. Это значит, что суммарное время τ_b и температуры, при которых происходит процесс аустенитизации, можно охарактеризовать величиной площади (S_{ABC}), ограниченной сверху кривой нагрева, а снизу – прямой, соответствующей температуре A_{C1}

$$S = \int_{\tau_1}^{\tau_3} T(\tau) d\tau - A_{C1}(\tau_3 - \tau_1). \quad (1)$$

Физический смысл этой характеристики становится понятным из зависимости

$$S = QR_T,$$

где Q – энергия, Дж; R_T – термическое сопротивление материала, °C с/Дж.

Термическое сопротивление металла – это способность материала противодействовать переносу тепла. В данном случае мы рассматриваем металл, разогретый выше температуры A_{C1} . В этом случае численное значение термического

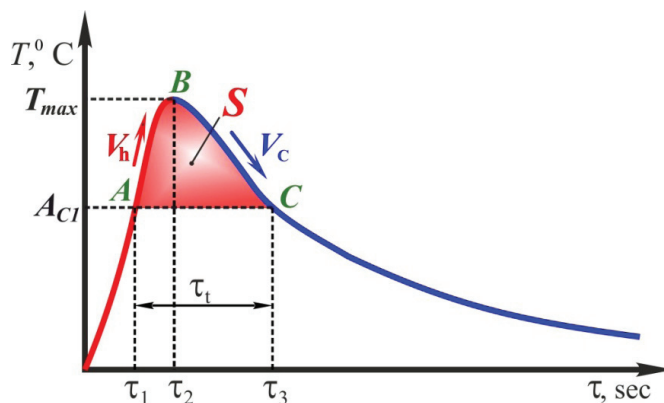


Рис. 2. Кинетическая кривая нагрева и охлаждения стали в процессе закалки

Fig. 2. Kinetic curve of steel heating and cooling during quenching

сопротивления металла будет зависеть не только от коэффициента теплопроводности, но и от структурно-фазовых переходов, которые в основном происходят в данном диапазоне температур эндотермически с поглощением теплоты. Иными словами, эта характеристика косвенным образом определяет величину энергии, передаваемую в материал и затрачиваемую на структурно-фазовые превращения. Она может быть легко рассчитана по зависимости (1) в процессе моделирования температурных полей в материале [28].

На основании вышеизложенного для разработки методики назначения режимов поверхностной закалки в условиях гибридной обработки необходимо установить взаимосвязь численных значений интегральной температурно-временной характеристики с режимами обработки, с одной стороны, и с глубиной упрочнения – с другой. Решение этой задачи осуществляется путем совместного моделирования температурных полей и структурно-фазовых превращений в материале [27, 28, 39, 44, 45].

В связи с тем что вопросы разработки новых гибридных станочных систем относятся к критическим производственным и промышленным технологиям, в литературе наблюдается нехватка экспериментальных работ, направленных на анализ эффективности их проектирования и внедрения.

Целью работы является повышение производительности и снижение энергозатрат при поверхностно-термическом упрочнении деталей машин посредством воздействия концентрированными источниками энергии в условиях интегральной обработки.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие **задачи**.

1. Предложить методику структурного анализа, позволяющую эффективно выполнять предпроектные исследования при разработке гибридного металлообрабатывающего оборудования и доказать возможность встраивания источника концентрированной энергии в стандартную станочную систему.

2. Установить взаимосвязь численных значений режимных параметров ВЭН ТВЧ на характеристики качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей. Разработать методику назначения режимов высокоэнергетического нагрева токами высокой частоты в условиях интегрированной обработки.

3. Промышленно апробировать комплекс оборудования, реализующего технологию ВЭН ТВЧ, доказывающую эффективность ее внедрения в производство.

Методика экспериментального исследования

Для определения исполнительных движений гибридной металлообрабатывающей системы (ГМС) и требуемого количества их настраиваемых параметров использовались основные положения структурно-кинематического синтеза металлорежущих станков [37, 46, 47]. Исследования возможного структурного состава и компоновки ГМС при интеграции механических и поверхностно-термических процессов производились с учетом основных положений структурного синтеза и компонетики металлообрабатывающих систем, представленных в работах [37, 48–56].

Для решения задачи определения эксплуатационных нагрузок гибридной металлообрабатывающей системы использовалась универсальная методика обоснования технических характери-

стик комплексированного станочного оборудования на базе математического моделирования условий его эксплуатации [57, 58].

Материалы и методы натурных экспериментов

В качестве образцов для натурных экспериментов была выбрана плунжерная втулка (рис. 3), изготавливаемая из стали 45 и У8А (табл. 1). Определение состава исходного материала происходило на оптико-эмиссионном спектрометре ARL 3460.

Финишная стадия заводского технологического процесса изготовления детали состояла из следующих операций: точение (токарно-винторезный станок модели 16К20); закалка ТВЧ (промышленный ламповый генератор марки ВЧГ 6-60/0.44 с рабочей частотой тока 440 кГц); шлифование (круглошлифовальный станок модели 3М151В). Финишная механическая операция осуществляется по схеме врезного шлифования. При этом цикл обработки разбит на три этапа:

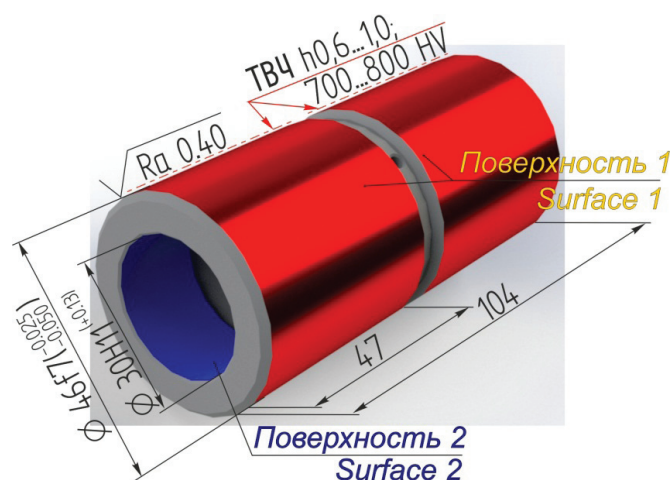


Рис. 3. Втулка плунжерная

Fig. 3. Plunger bushing

Таблица 1

Table 1

Химический состав исходного материала

Chemical compositions of initial material

Сталь / Steel	Массовая доля элемента, % Elements by weight, [%]							
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu
45	0,44	0,23	0,61	0,013	0,019	0,11	0,15	0,17
У8А	0,80	0,21	0,21	0,017	0,022	0,11	0,15	0,18

предварительное шлифование, окончательное и выхаживание. В связи с тем что осуществляется обработка упрочненной поверхности и во избежание изменения свойств поверхностного слоя шлифование осуществляется на «мягких» режимах. Предварительное шлифование осуществляется на режимах: величина снимаемого припуска $t = 0,2$ мм, скорость заготовки $V_3 = 30$ м/мин, радиальная подача $S_p = 0,004$ мм/об. Окончательное шлифование – $t = 0,1$ мм, $V_3 = 30$ м/мин, $S_p = 0,001$ мм/об. Время выхаживания – $\tau_b = 10$ с.

Финишная стадия технологического процесса изготовления детали при использовании гибридного металлообрабатывающего оборудования осуществлялась на модернизированном токарно-винторезном станке модели УТ16ПМ и состояла из трех переходов: точение, поверхностная закалка ВЭН ТВЧ, алмазное выравнивание. Станочная система была дооснащена дополнительным источником энергии, в качестве которого использовался сверхвысокочастотный генератор тиристорного типа СВЧ-10 с рабочей частотой тока 440 кГц. Для измерения и контроля рабочей частоты индукционного нагревателя использовался цифровой осциллограф модели Hantek DSO 1000S Series.

Черновое точение осуществлялось проходным резцом, оснащенным сменными многогранными пластинами (СМП) (материал режущей пластины Т15К6), на следующих режимах: $V_d = 90$ м мин⁻¹; $S_o = 0,35$ мм/об.; $t = 1$ мм. При поверхностной закалке использовался индуктор петлевого типа, оснащенный ферритом марки N87. Процесс нагрева осуществлялся по глубинной схеме (толщина упрочненного слоя не превышала глубины проникновения тока в горячий металл – 0,6...0,8 мм) непрерывно-последовательным способом [14, 15, 24, 26]. Исследования проводились при использовании интенсивного водяного душевого охлаждения поверхности в следующем диапазоне режимов обработки: удельная мощность источника $q_{и} = (1,5...4,0)10^8$ Вт·м⁻², скорость перемещения детали под индуктором $V_d = (0,05...0,1)$ м·с⁻¹. Ширина активного провода индуктора составляла $R_s = 2$ мм, а его длина $b = 10$ мм. Обработка осуществлялась с зазором $\delta = 0,1...0,2$ мм. Чистовое точение производилось на следующих режимах: $V_d = 130$ м/мин ($n_d = 882$ мин⁻¹); $S_o = 0,025$ мм/об.; $t = 0,01...0,015$ мм. При черновом и чистовом точении в качестве

смазывающе-охлаждающего технологического средства (СОТС) использовалась осернённое минеральное масло «Сульфофрезол». Алмазное выравнивание осуществлялось по двухпроходной схеме при использовании спроектированной и изготовленной державки с упругой головкой, в которую устанавливался алмазный наконечник (ТУ2-037-631-88) радиусом $R = 1$ мм. Радиальная составляющая силы выравнивания P_y , с учетом жесткости технологического оборудования, твердости поверхностного слоя обрабатываемой детали после поверхностной закалки ВЭН ТВЧ (700...800 HV) и радиуса алмазной сферы соответственно была равна 150 Н. При этом окружная скорость заготовки составляла $V_{\text{выгл}} = 24$ м/мин; а величины подачи – $S_{o \text{ выгл}} = 0,018$ мм/об. В качестве смазочно-охлаждающего технологического средства при алмазном выравнивании использовалось индустриальное масло марки И-20А [59].

Для определения линейных операционных размеров из условий обеспечения требуемой глубины термоупрочненного слоя была выбрана теория размерных цепей и методика, представленная в работе [60, 61].

В исследовании для одновременного измерения отклонений формы, волнистости и шероховатости поверхности применялись профилограф-профилометры *Uone JD520* и *Form Talysurf Series 2*. Оценку топографии поверхности производили на лазерном профилографе-профилометре *Zygo New View 7300*.

Структурные исследования образцов были проведены на оптическом микроскопе *Carl Zeiss Axio Observer Z1m* и растровом электронном микроскопе *Carl Zeiss EVO 50 XVP*, оснащенном энергодисперсионным анализатором *INCA X-ACT (Oxford Instruments)*. Микроструктура образцов выявлялась травлением 5 %-м спиртовым раствором азотной кислоты, а также насыщенным раствором пикриновой кислоты в этиловом спирте с добавлением поверхностно активных веществ [62].

Микротвердость упрочненного поверхностного слоя деталей оценивали на приборе *Wolpert Group 402MVD*. Исследования остаточных напряжений проводились с использованием рентгеновского метода на дифрактометре высокого разрешения *ARL X'TRA* и механического разрушающего метода – послойного электролитического травления образца [63, 64]. Для выявления

дефектов поверхностного слоя на каждом переходе использовались: визуально-оптический метод с применением микроскопа *Carl ZeissAxio Observer Alm*, капиллярный метод, токовихревой метод с применением вихретокового дефектоскопа ВД – 70.

Статистическая обработка результатов экспериментальных исследований производилась в программных продуктах *Statistica*, *Table Curve 2D* и *Table Curve 3D*.

Математическое моделирование тепловых полей и структурно-фазовых превращений при ВЭН ТВЧ

Построение конечно-элементной модели происходило в программных комплексах ANSYS и SYSWELD, использующих численные методы решения дифференциальных уравнений нестационарной теплопроводности (уравнение Фурье), диффузии углерода (2-й закон Фика) и упругопластического поведения материала [27, 28, 33, 34, 38 – 40, 43–45].

Подготовка конечно-элементной модели осуществлялась в программном комплексе ANSYS. Генератором *ANSYS Meshing* была сформирована гексаэдрическая конечно-элементная сетка с использованием следующих типов конечных элементов: *Solid bodies* – твердые тела моделировали 8-узловыми тетраэдрами *SOLID 45*; *Surface bodies* поверхностные тела моделировали 4-узловыми 4-угольными оболочковыми

элементами – *SHELL 63*; *Line bodies* – линейные тела моделировали 2-узловыми линейными элементами *LINK 8*. Размер конечных элементов составлял 0,01 ... 1 мм. При создании конечно-элементной модели были созданы следующие компоненты: «*Volume*» – группа трехмерных элементов, обозначающих обрабатываемый объект; «*Trajectory*» – группа одномерных элементов, которая определяет траекторию перемещения источника энергии высокой концентрации; «*Reference*» – опорная эквидистанта – группа одномерных элементов, способствующая ориентированию локальной системы координат источника энергии; «*StartElem*» – стартовые элементы начала действия источника; «*StartNodes*» и «*EndNodes*» – начальные и конечные узлы на траектории перемещения; «*Skin*» – группа двумерных элементов, обозначающие поверхности, по которым происходят конвективные и радиационные тепловые потери (*Convective and Radiative Losses*); «*ClampedNodes*» – группа узлов, по которым происходит закрепление диска (рис. 4).

Моделирование процесса высокоэнергетического нагрева токами высокой частоты осуществляли в программном комплексе *SYSWELD*, который позволяет посредством использования модели упруговязкопластического поведения материала и современного математического аппарата, осуществить расчет температурных полей, распределения структурных составляющих, внутренних напряжений и деформаций. В про-

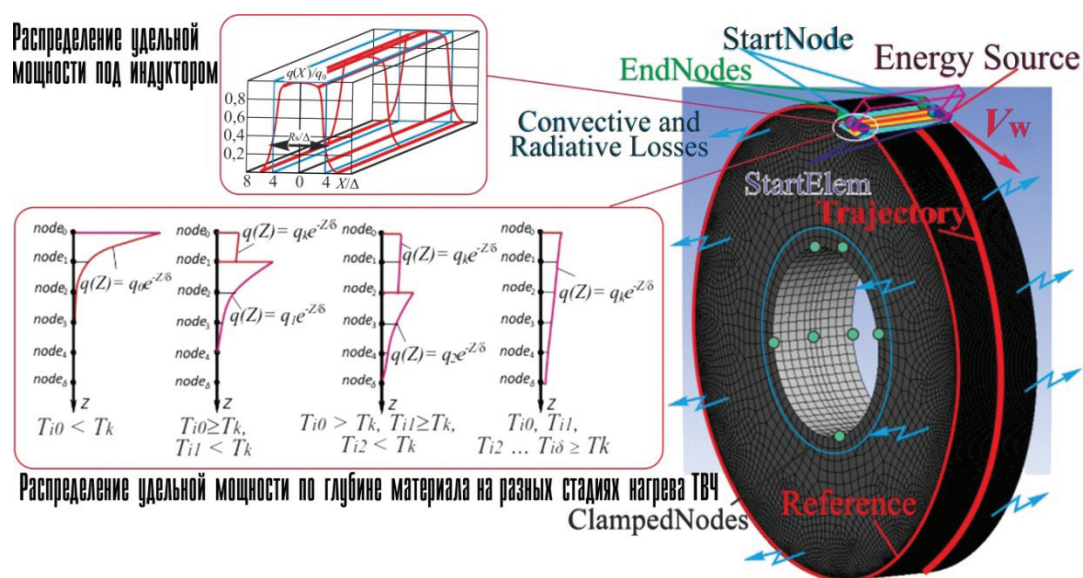


Рис. 4. Конечно-элементная модель процесса ВЭН ТВЧ

Fig. 4. Finite element model of the HEH HFC process

цессе подготовки конечно-элементной модели была учтена специфика распределения удельной мощности источника нагрева ТВЧ непосредственно под индуктором и по глубине материала [27, 28, 33, 34, 38–40, 43–45].

Результаты и их обсуждение

При разработке интегрального металлообрабатывающего оборудования предполагается реализовать на одном из технологических переходов гибридного станка метод высокоэнергетического нагрева токами высокой частоты. Из-за особенностей конструкции индукторов для ВЭН ТВЧ формирование производящих линий обрабатываемой поверхности происходит локализованными участками нагрева, габариты которых определяются шириной активного провода индуктора и длиной ферритового магнитопровода (см. рис. 1). Вследствие этого для обеспечения поверхностной закалки необходимы точно такие же согласованные относительные движения заготовки и инструмента, как и при формообразовании посредством процессов точения и алмазного выглаживания (рис. 5). Структурно-кинематический анализ показал полную идентичность необходимого набора исполнительных движений и комплекса настраиваемых в них параметров на всех переходах (точение, закалка ВЭН ТВЧ и алмазное выглаживание) интегральной обработки.

На рис. 6 представлены частные структурные формулы компоновок в совокупности со структурно-кинематическими схемами (СКС) для каждого в отдельности метода обработки. Последующий синтез обобщенной кинематической структуры разрабатываемой гибридной металлообрабатывающей системы производился по схеме агрегатного построения компоновки. При этом методе формулу компоновки можно представить в следующем виде: $C_h 0Z(Xrd_1 + WUd_2)$ (рис. 7).

На основе совокупного анализа требуемой структурной формулы компоновки гибридного оборудования, кинематической структуры станка УТ16ПМ и жесткости его базовых узлов были выявлены основные направления модернизации указанной модели металлообрабатывающего оборудования. Проведенный комплекс предпроектных исследований позволил подготовить рабочую документацию для реализации гибридного технологического оборудования, объединяющего механическую и поверхностно-термическую обработку (рис. 8).

Моделирование технических характеристик гибридного металлообрабатывающего оборудования показало, что для обеспечения сравнимого с механическими операциями уровня производительности формообразования необходимо осуществлять обработку ВЭН ТВЧ на скоростях порядка $V_{II} \in [50, 100]$ мм/с. Проведение натурных экспериментов позволило определить диапазон

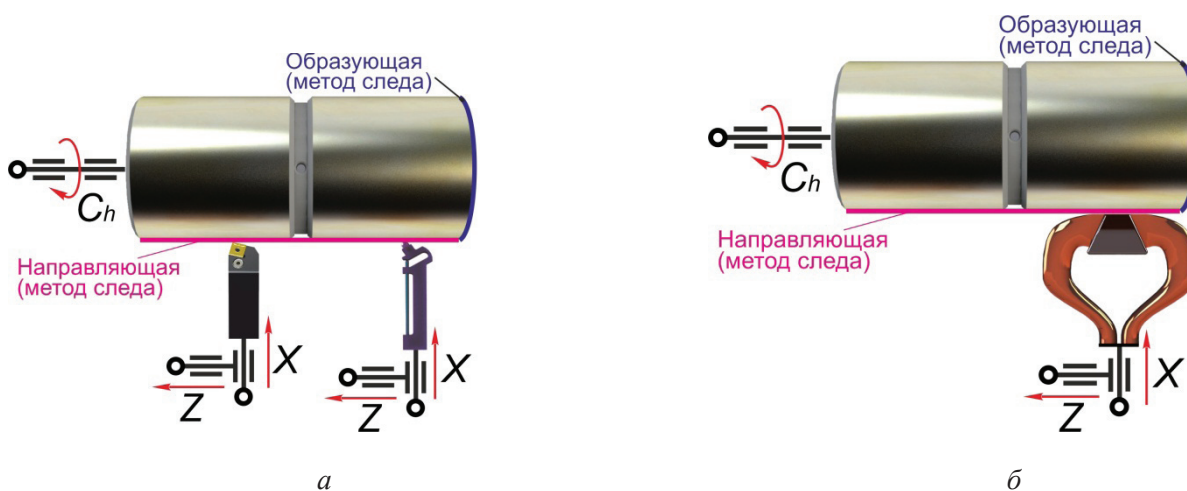


Рис. 5. Формообразование цилиндрической поверхности:

a – при механической обработке (точение и алмазное выглаживание); *б* – при поверхностной закалке ВЭН ТВЧ индуктором петлевого типа с магнитопроводом

Fig. 5. Generation of geometry (cylindrical surface):

a – during machining (turning and diamond smoothing); *б* – during surface hardening by HEH HFC with loop inductor with a magnetic core

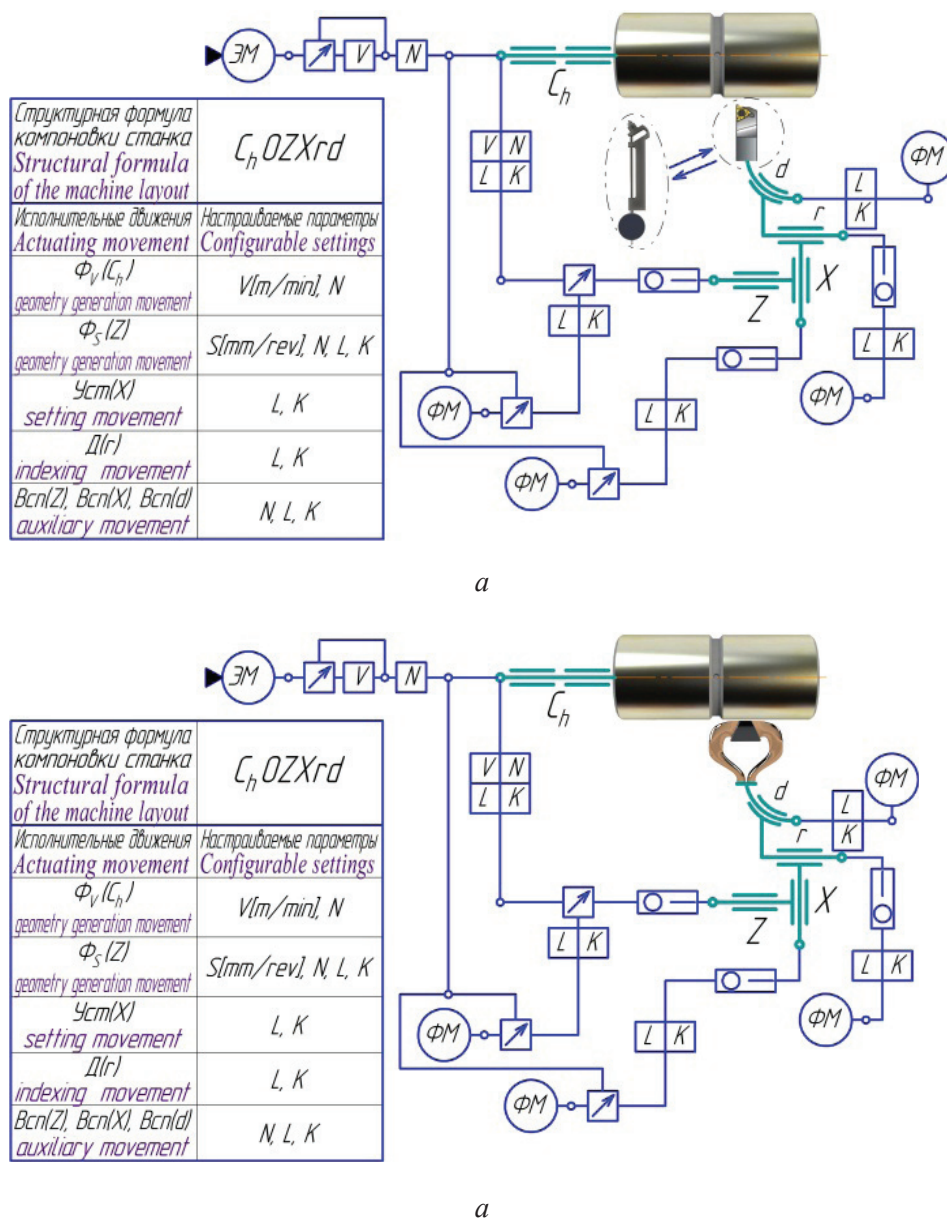


Рис. 6. Структурно-кинематические схемы при обработке цилиндрической поверхности:

а – точение и алмазное выглаживание); б – поверхностная закалка ВЭН ТВЧ индуктором петлевого типа с магнитопроводом

Fig. 6. Structural kinematic schemes for processing a cylindrical surface:

а – turning and diamond smoothing; б – surface hardening by HEN HFC with loop inductor with a magnetic core.

удельных мощностей источника $q_{и}(h, V_d)$, с которыми требуется производить обработку ВЭН ТВЧ: $q_{и} \in [1,5; 4,0] 10^8$ Вт/м². Для обеспечения нижнего диапазона частот вращения шпинделя с заготовкой была произведена модернизация привода главного движения, заключающаяся в его дооснащении частотным преобразователем KIPPRIBOR AFD-E.

Подтверждение эффективности внедрения разработанного гибридного оборудования рас-

смотрим на примере финишной стадии технологического процесса обработки плунжерной втулки (см. рис. 3), построенного по двум различным схемам: по заводской технологии и с использованием предлагаемой интегрированной обработки.

Финишная стадия существующего технологического процесса изготовления плунжерной втулки предусматривает следующие операции: токарная, закалка ТВЧ и шлифование (табл. 2).

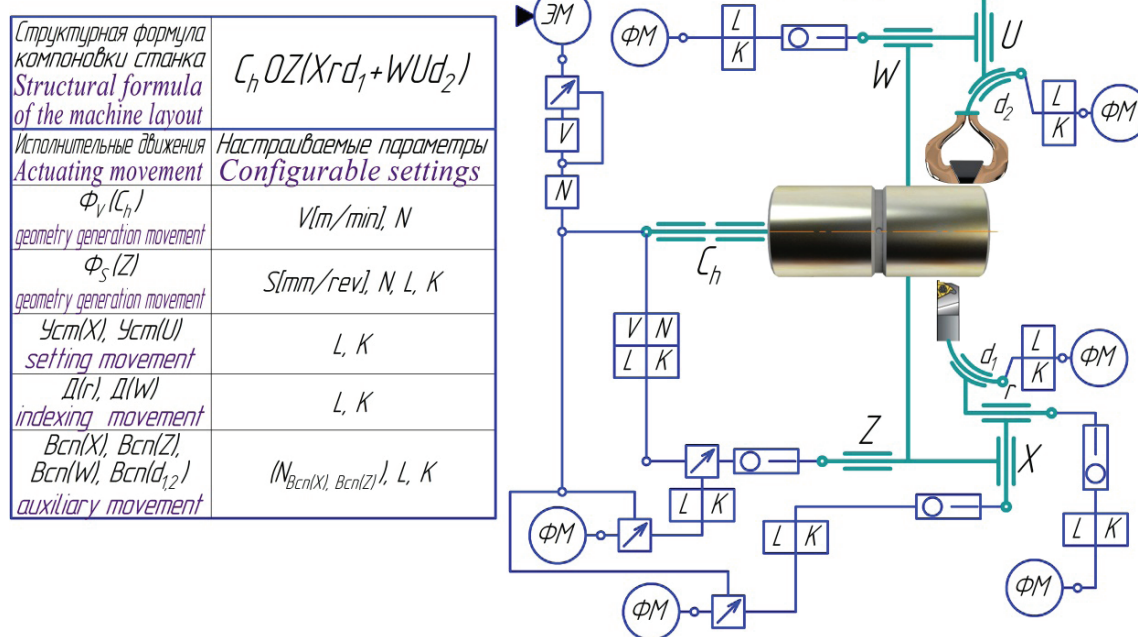


Рис. 7. Структурно-кинематическая схема гибридной металлообрабатывающей системы – структурная формула $Ch0Z(Xrd1+WUd2)$

Fig. 7. Structural kinematic scheme of the hybrid metalworking system: the structural formula is $Ch0Z(Xrd1+WUd2)$

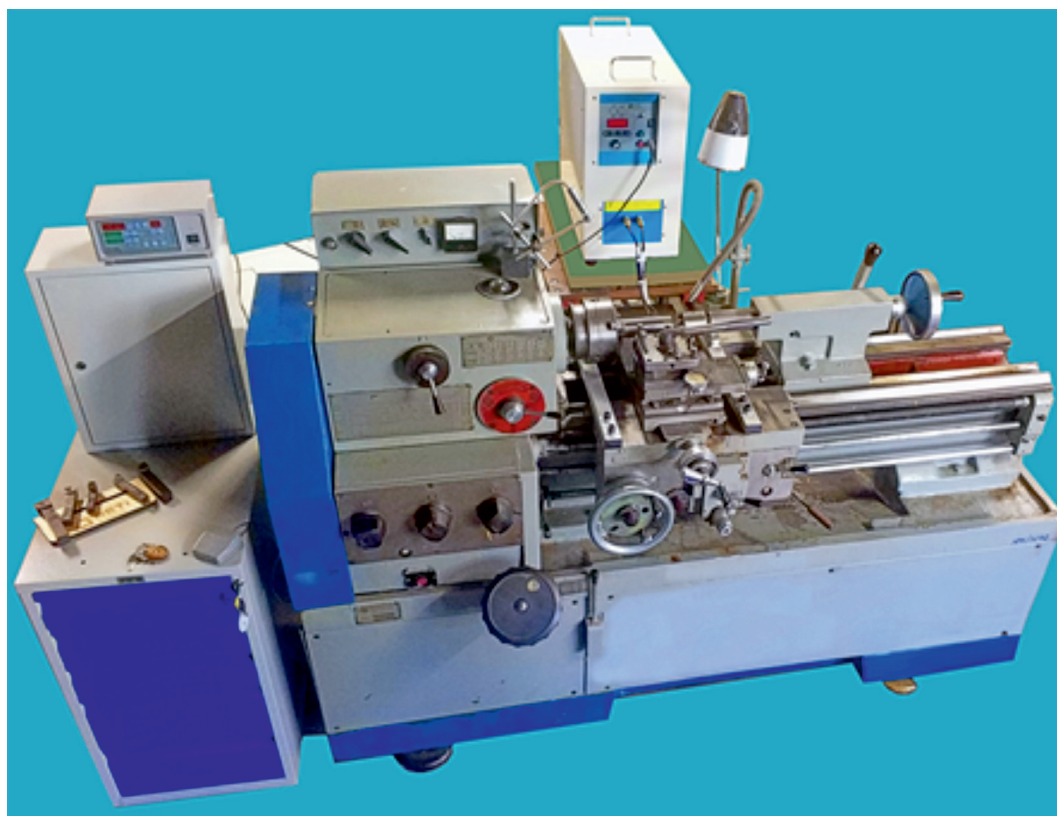


Рис. 8. Гибридный металлообрабатывающий станок

Fig. 8. Hybrid metal working machine

**Исходные данные для расчета припусков и операционных размеров
на обработку закаливаемой поверхности**

**The initial data on the allowances and operating dimensions calculation for the processing
of the hardened surface**

Номер операции / Operation No.	Эскиз / Draft	Содержание операции и технические требования на ее выполнение / The operation and technical requirements for its implementation
15		<i>Точение поверхности 1. Эллиптичность в пределах допуска на диаметр D_1, который подлежит определению / Turning the surface 1. Ellipticity within tolerance on diameter D_1 which is to be determined</i>
20		<i>Закалка ТВЧ поверхности 1 на глубину A_T. Твердость закаленной поверхности 700...800 HV. Увеличение диаметра D_1 вследствие разбухания 8...10 мкм на каждый миллиметр толщины закаленного слоя / Surface 1 hardening by HFC at the depth A_T. The hardness of the hardened surface is 700...800HV. Increase in D_1 diameter caused by the 8... 10 μm swelling per each millimeter of the hardened layer thickness.</i>
25		<i>Окончательное шлифование поверхности 1 / Finish grinding of the surface 1</i>

По условиям чертежа наружная цилиндрическая поверхность 1 должна иметь закаленный слой глубиной 0,6...1,0 мм с уровнем поверхностной микротвердости 700...800 HV. Требуется определить: размер D_1 , допуск на который задан; технологическую глубину закалки ТВЧ A_T и допуск на нее δ_T ; минимальный припуск на окончательную обработку $z_{\min}$.

Решение этой задачи осуществлялось по методике, представленной в работе [61], согласно которой $D_1 = D_{i-1}$ и $d_{i-1} = 0,1$ мм, $A_K = 0,6...1,0 = 0,6^{+0,4}$ мм, допуск замыкающего звена $\delta_K = 0,4$ мм.

1. Для определения допускаемого колебания глубины резания δ_i необходимо знать величину допуска на глубину закалки ТВЧ δ_T , который,

как правило, определяется на основе экспериментальных данных. Закалка ТВЧ проводится со стабилизацией подводимой мощности. В этом случае основным критерием, определяющим изменение глубины упрочненного слоя, является постоянство зазора между индуктором и нагреваемой поверхностью.

По заводской технологии деталь базируется по поверхности 2 на жесткую оправку, устанавливаемую в центрах. Закалка осуществляется непрерывно-последовательным способом с использованием кольцевого индуктора $D_1^{+0,74}$ ($D = 52$ Н14) (рис. 9). Технологический зазор между индуктором и деталью составляет 3 мм. В этом случае изменение зазора обусловлено смещением центра вращения детали, которое

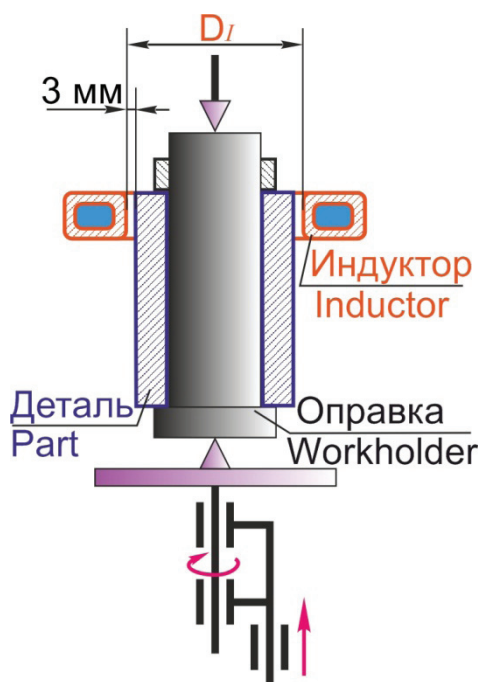


Рис. 9. Схема закалки детали ТВЧ по заводской технологии

Fig. 9. Diagram of workpiece HFC hardening by the standard technology

определяется погрешностью формы индуктора и погрешностью установки детали.

Для получения симметричного по окружности слоя применяют вращение детали. По экспериментальным данным было установлено, что для данных условий закалки ТВЧ при условии выверки индуктора относительно оси центров – $\delta_T = 0,1$ мм. В этом случае имеем $\delta_i = 0,4 \dots 0,1 = 0,3$ мм.

2. Определяем допустимое значение суммарного пространственного отклонения $\sum \delta_{ei}$ с учетом операционных допусков на несоосность δ_{ei} , последовательности операций, способов базирования и установки.

По данным работ [27, 28, 65], для углеродистых сталей увеличение удельного объема закаливаемой поверхности составляет 0,5 %. При поверхностной закалке, когда направления свободного расширения ограничены, можно ожидать увеличение диаметра на 8...10 мкм на каждый миллиметр толщины закаленного слоя. В нашем случае глубина закалки по заводской технологии составляет 1,05...1,15 мм, следовательно, величина $A_p = 0,0084 \dots 0,0115$ мм, $\delta_p = 0,0031$ мм. Исходя из этого можно определить величину допуска δ'_{i-1} :

$$\delta'_{i-1} = \delta_{i-1} + \delta_p = 0,1 + 0,0031 = 0,1031 \text{ мм.}$$

В этом случае

$$\begin{aligned} 2\delta_{e\Delta} &= \delta_i - \frac{\delta_i + \delta'_{i-1}}{2} = \\ &= 0,3 - \frac{0,025 + 0,1031}{2} = 0,23595 \text{ мм.} \end{aligned}$$

3. Определим возможное значение пространственных отклонений $\sum \delta_{ei}$ с учетом операционных допусков δ_{ei} на несоосность, последовательности операций, способов базирования и установки.

На финишных операциях 20 и 25 заводской технологией предусматривается обработка на жесткой оправке. В этом случае погрешность базирования детали на жесткую оправку

$$\begin{aligned} \varepsilon_{61} &= \delta_0 + \delta_1 + \delta_2 = \\ &= 0,02 + 0,13 + 0,021 = 0,171 \text{ мм,} \end{aligned}$$

где δ_0 – минимальный зазор; δ_1, δ_2 – допуски от версты и оправки, мм.

Погрешность базирования оправки в центрах $\varepsilon_{62} = 0,02$ мм. Погрешность закрепления детали и оправки $\varepsilon_3 = 0,03$ мм. Общая погрешность установки детали

$$\begin{aligned} \varepsilon_y &= \varepsilon_{61} + \varepsilon_{62} + \varepsilon_3 = \\ &= 0,171 + 0,02 + 0,03 = 0,221 \text{ мм.} \end{aligned}$$

Кроме погрешности установки на значение суммарного пространственного отклонения оказывает влияние величина деформации δ_{ii} (изогнутость, коробление) полого цилиндра после поверхностной закалки, которая возникает из-за неравномерности глубины закаленного слоя и зависит от толщины стенки, соотношения толщины стенки и диаметра цилиндра, от относительной глубины закаленного слоя. Закалка наружной поверхности приводит к появлению «бочки». Для данного случая величина $\delta_{ii} = 0,010$ мм. Тогда $2\sum \delta_{ei} = \varepsilon_y + \delta_{ii} = 0,221 + 0,010 = 0,231$ мм. В данном случае условие $\sum \delta_{ei} \leq \delta_{e\Delta}$ выполняется.

4. Определяем искомый размер – технологическую глубину A_T термоупрочненного слоя. Предельные значения замыкающего размера

$$A_{K\max} = A_{T\max} - t_{\min} \text{ и } A_{K\min} = A_{T\min} - t_{\max}. \quad (2)$$

Качественная окончательная обработка поверхности после термоупрочнения возможна при условии $t_{i\min} \geq (R_z + T)_{i-1}$, где R_z , T – шероховатость поверхности и глубина дефектного слоя на предшествующей обработке. Такое минимальное значение припуска должно обеспечиваться и при неблагоприятном сочетании значений параметров, влияющих на его величину: при $D_{i-1\max}$ и $D_{i-1\min}$. На операции 15 осуществляется получистовое точение $R_z = 0,05$ мм, $T_{i-1} = 0,05$ мм. Следовательно, $t_{i\min} = 0,05 + 0,05 = 0,10$ мм, а $t_{i\max} = t_{i\min} + \delta_t = 0,10 + 0,30 = 0,40$ мм.

Решая уравнения (2) относительно искомого размера, получим

$$A_{T\max} = A_{K\max} + t_{i\min} = 1,0 + 0,10 = 1,10 \text{ мм};$$

$$A_{T\min} = A_{K\min} + t_{i\max} = 0,6 + 0,4 = 1,0 \text{ мм}.$$

5. Определим припуск на окончательную обработку по уравнению

$$\begin{aligned} z_{i\min} &= 2(R_z + T)_{i-1} + 2\Sigma\delta_{ei} = \\ &= 2 \cdot 0,10 + 0,231 = 0,431 \text{ мм}. \end{aligned}$$

6. В этом случае размер предварительной обработки поверхности l с учетом разбухания будет равен $D_{i-1} = D_i + z_{i\min} + \delta_{i-1} - A_{P\min}$, тогда $D_1 = 46 + 0,431 + 0,10 - 0,008 = 46,523$ мм. По заводской технологии D_1 принят равным 46,5 мм.

Таким образом, искомые параметры: технологическая глубина закалки $A_T = 1,0^{+0,1}$ мм; размер предварительной обработки $D_1 = 46,5_{-0,1}$ мм; припуск на окончательную обработку $z_{i\min} = 0,431$ мм. При этом следует отметить, что 5...8 % деталей бракуются по наличию прижогов и микротрещин на поверхности (по данным предприятия).

Для обеспечения данной глубины упрочненного слоя при использовании генератора с частотой 440 кГц необходимо реализовать поверхностную схему нагрева, которая характеризуется более низкими значениями удельной мощности и скорости движения источника нагрева по отношению к объемной схеме. При ширине активного провода индуктора $R_s = 12$ мм – $q_{и} = 1,2 \cdot 10^7$ Вт/м², $V_d = 2$ мм/с.

На детали необходимо закалить два участка общей длиной 94 мм. Оба участка обрабатываются за одно осевое перемещение детали отно-

сительно кольцевого индуктора. Общая длина хода детали с учетом наличия канавки шириной 6 мм и захода и выхода индуктора при непрерывно-последовательной схеме нагрева составляет $l = 114$ мм. В этом случае основное время составляет $T_o = l/V_d = 57$ с, при этом согласно общемашиностроительным нормам на термическую обработку на установках ТВЧ при указанном способе базирования детали (см. рис. 9) вспомогательное время $T_{всп} = 20$ с. Таким образом, штучная производительность равна

$$P_{шт} = \frac{1}{T_o + T_{всп}} = \frac{1}{57 + 20} = 0,013 \text{ с}^{-1},$$

а энергозатраты

$$\begin{aligned} \Theta &= \frac{q_{и} \pi D_1 R_s l}{V_d} = \\ &= \frac{1,2 \cdot 10^7 \pi 0,0465 \cdot 0,012 \cdot 0,114}{0,002} \approx 0,333 \text{ кВт} \cdot \text{ч}. \end{aligned}$$

Финишная стадия с использованием предлагаемой интегрированной обработки: в данном случае три финишные операции заменяются одной интегрированной, состоящей из трех переходов: 1) точение (черновое, получистовое, однократное чистовое); 2) закалка ВЭН ТВЧ; 3) окончательное чистовое точение и алмазное выглаживание (табл. 3).

1. Закалка ВЭН ТВЧ осуществляется по схеме (рис. 10). В этом случае неравномерность закаленного слоя по глубине определяется точностью изготовления активного провода индуктора и его положением относительно оси обрабатываемого изделия. На основании экспериментальных результатов и с использованием выверки активного провода индуктора по индикатору $\delta_T = 0,05$ мм. Следовательно, $\delta_t = \delta_K - \delta_T = 0,4 - 0,05 = 0,395$ мм.

2. Глубина закалки 0,6...1,0 мм, следовательно, величина $A_p = 0,0048...0,010$ мм, $\delta_p = 0,0052$ мм. Таким образом,

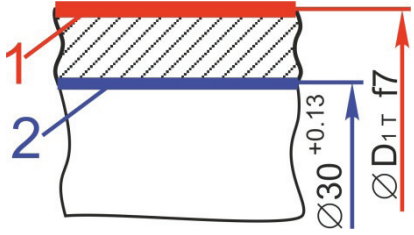
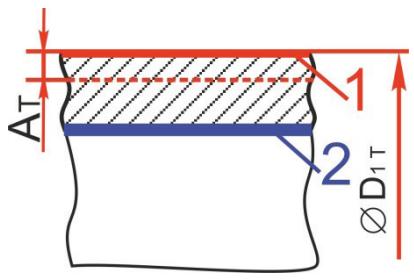
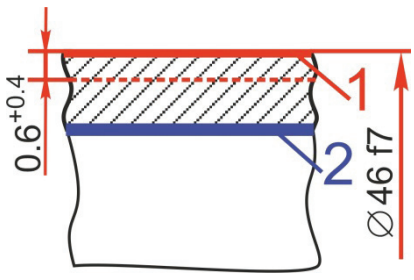
$$\delta'_{i-1} = \delta_{i-1} + \delta_p = 0,01 + 0,0052 = 0,0152 \text{ мм}.$$

Тогда допустимое значение суммарного пространственного отклонения будет равно

$$\begin{aligned} 2\delta_{e\Delta} &= \delta_t - \frac{\delta_i + \delta'_{i-1}}{2} = \\ &= 0,395 - \frac{0,025 + 0,0152}{2} = 0,3749 \text{ мм}. \end{aligned}$$

**Исходные данные для расчета припусков и операционных размеров на обработку
закаливаемой поверхности с использованием интегрированной обработки**

**The initial data on the allowances calculation and operational dimensions for treating the hardened surface
using integrated processing**

Номер перехода / Transition No.	Эскиз / Draft	Содержание операции и технические требования на ее выполнение / The operation and technical requirements for its implementation
1		<i>Точение поверхности 1. Эллиптичность в пределах допуска на диаметр D1, который подлежит определению / Turning the surface 1. Ellipticity within tolerance on diameter D1 which is to be determined.</i>
2		<i>Закалка ТВЧ поверхности 1 на глубину AT. Твердость закаленной поверхности 700...800 HV. Увеличение диаметра D1 вследствие разбухания 8...10 мкм на каждый миллиметр толщины закаленного слоя / Surface 1 hardening by HFC at the depth AT. The hardness of the hardened surface is 700...800 HV. Increase in D1 diameter caused by the 8... 10 µm swelling per each millimeter of the hardened layer thickness.</i>
3		<i>Окончательное чистовое точение и алмазное выглаживание поверхности 1 / Final finish turning and diamond smoothing of the surface 1</i>

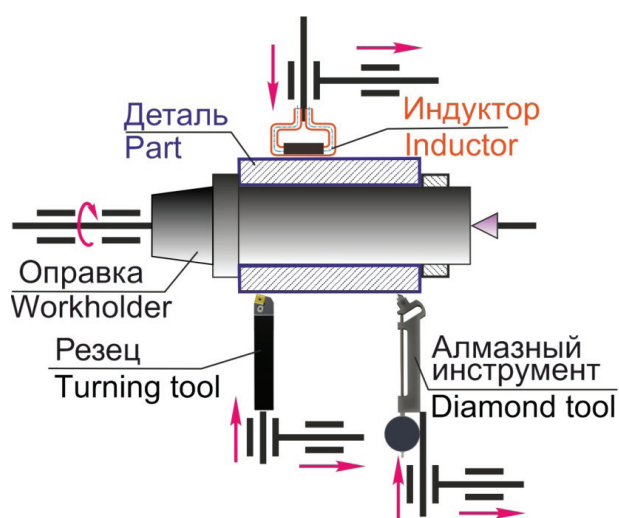


Рис. 10. Схема интегральной обработки детали

Fig. 10. Integrated part processing scheme

3. Предлагаемая финишная стадия технологического процесса осуществляется без переустановки заготовки, поэтому, несмотря на то что используется та же оснастка, погрешность установки $\varepsilon_y = 0$. Первый переход – черновое получистовое точение поверхности позволяет устранить погрешности, возникшие на предыдущей стадии технологического процесса и погрешности установки детали. Это, в свою очередь, обеспечивает постоянство зазора между индуктором и обрабатываемой поверхностью, а следовательно, и равномерность глубины закаленного слоя. В этом случае величина коробления после поверхностной закалки $\delta_{\text{и}} = 0$. Тогда $2\sum \delta_{ei} = 0$.

Реальное значение величины δ_i равно

$$\begin{aligned}\delta_i &= \sum \delta_{ei} + \frac{\delta_i + \delta'_{i-1}}{2} = \\ &= 0 + \frac{0,025 + 0,0152}{2} = 0,0201 \text{ мм.}\end{aligned}$$

4. Окончательное чистовое точение осуществляется после закалки, следовательно, $T_{i-1} = 0$. В связи с тем что поверхностная закалка осуществляется без изменения шероховатости поверхности, а механическая обработка ведется одним шлифовальным кругом, достижение заданной чертежом шероховатости поверхности $Ra = 0,4$ мкм предполагается за счет использования процесса алмазного выравнивания. На основании этого величина $R_z = 0$, следовательно, $t_{\min} = 0$, $t_{\max} = t_{\min} + \delta_i = 0 + 0,0201 = 0,0201 \approx 0,02$ мм.

Решая уравнения (2) относительно искомого размера, получим

$$A_{T_{\max}} = A_{K_{\max}} + t_{\min} = 1,0 + 0 = 1,0 \text{ мм};$$

$$A_{T_{\min}} = A_{K_{\min}} + t_{\max} = 0,6 + 0,02 = 0,62 \text{ мм.}$$

5. Определим припуск на окончательную обработку по уравнению

$$z_{i_{\min}} = 2(R_z + T)_{i-1} + 2\sum \delta_{ei} = 0.$$

6. В этом случае размер предварительной обработки поверхности l с учетом разбухания будет равен:

$$\begin{aligned}D_{i-1} &= D_i + z_{i_{\min}} + \delta_{i-1} - A_{p_{\min}} = \\ &= 46 + 0 + 0,01 - 0,00496 = 46,00504 \text{ мм.}\end{aligned}$$

Таким образом, искомые параметры: технологическая глубина закалки $A_T = 0,62^{+0,38}_{-0,025}$ мм; размер предварительной обработки $D_1 = 46^{+0,025}_{-0,050}$ мм; припуск на окончательную обработку $z_{\min} = 0$.

По предлагаемой схеме обработки первым переходом является предварительное точение детали в размер $D = 46^{+0,025}_{-0,050}$ мм. В связи с тем что предварительная обработка осуществляется из сырого (незакаленного) материала, точение осуществляется на более «жестких» режимах по отношению к заводской технологии. Кроме того, рассматриваемая интегральная технология позволяет усовершенствовать технологию формо-

образования при механической обработке за счет дополнительного подогрева заготовки концентрированным источником энергии. Нагрев детали токами высокой частоты, осуществляющийся перед режущим инструментом, позволяет снизить сопротивление резанию, делая заготовку более податливой для формообразования, тем самым достигается дополнительный эффект, позволяющий интенсифицировать режимные параметры при черновом точении. При этом последующим переходом «Закалка ТВЧ» за счет нагрева конструкционной стали под закалку станет возможным нивелировать опасный уровень напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя заготовки на окончательное состояние материала.

С целью назначения рациональных режимов поверхностной закалки в условиях гибридной обработки была установлена взаимосвязь численных значений интегральной температурно-временной характеристики с режимами обработки ВЭН ТВЧ и с глубиной упрочнения.

На рис. 11 представлены установленные минимальные значения характеристики $S \in (4,3 > S > 2,5) ^\circ\text{C} \cdot \text{с}$, которые необходимо реализовать в поверхностных слоях при закалке доэвтектоидных, эвтектоидных и заэвтектоидных сталей с использованием высокоэнергетического нагрева токами высокой частоты, обеспечивающих получение гомогенного

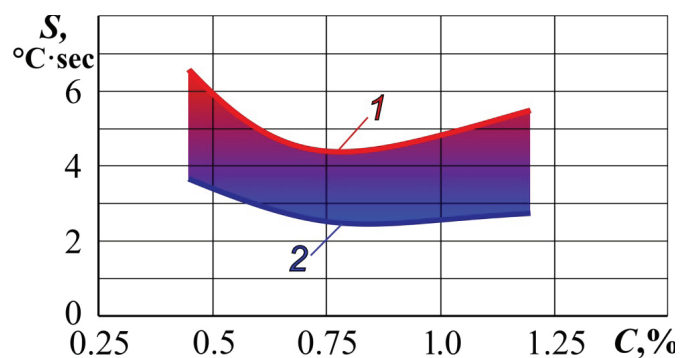


Рис. 11. Зависимость температурно-временной характеристики от концентрации углерода в стали: 1 – получение однородного аустенита; 2 – содержание углерода в аустените, при котором в стадии охлаждения может быть зафиксировано 50 % мартенсита

Fig. 11. Dependence of the temperature-time characteristic on the carbon concentration in steel: 1 – obtaining homogeneous austenite; 2 – carbon content in austenite, at which 50% of martensite can be fixed in the cooling stage

по углероду аустенита при различном состоянии исходной структуры материала [28]. Необходимо отметить, что данные зависимости (рис. 11) получены в результате совместного моделирования температурных полей и структурно-фазовых превращений в материале, причем линия 2 является минимальным значением характеристики S для получения 50 % мартенсита после охлаждения. Однако, как показал численный и натурный эксперимент, в большинстве случаев максимальные значения характеристики превышают эти значения. Это связано с неравномерностью распределения характеристики S по глубине материала. Причем, чем меньше глубина упрочненного слоя, тем ближе значения характеристики S к рекомендованным значениям, что лишний раз подтверждает большую эффективность глубинной схемы нагрева по отношению к поверхностной [28, 43–45].

Закономерность изменения значения характеристики S соответствует характеру изменения значений максимальных температур по глубине материала. Максимальные значения этой характеристики для ВЭН ТВЧ достигаются на глубине порядка 0,2 мм. Исходя из этого были установлены зависимости значений характеристики S , реализуемой на глубине 0,2 мм, от величины получаемого упрочненного слоя:

$$S_{45}(h) = 0,55 + 3,69h - 5,95h^2 + 38,62h^3, \quad (3)$$

$$S_{U8}(h) = 0,90 + 3,19h - 5,14h^2 + 50,18h^3. \quad (4)$$

Для установления функциональных зависимостей интегральной температурно-временной характеристики S от технологических режимов обработки для рассматриваемых марок сталей экспериментальные данные обрабатывались с использованием программных продуктов *STATISTICA 6.0* и *Table Curve 3D v 4.0*:

$$S(q_n, V_d) = a + bV_d + cq_n + dV_d^2 + eq_n^2 + fV_dq_n + gV_d^3 + hq_n^3 + iV_dq_n^2 + jV_d^2q_n, \quad (5)$$

для стали 45:

$$\begin{aligned} a &= -3,601893, b = 243,31624, c = 3,048266 \cdot 10^{-7}, \\ d &= -2277,1586, \\ e &= 7,0241349 \cdot 10^{-16}, f = -8,7904966 \cdot 10^{-6}, g = \\ &= -2797,853, h = 5,5163545 \cdot 10^{-25}, \\ i &= -1,0355329 \cdot 10^{-14}, j = 6,4796934 \cdot 10^{-5}. \end{aligned}$$

для стали У8А:

$$\begin{aligned} a &= -85,253883, b = 3173,1572, c = \\ &= 4,8366164 \cdot 10^{-7}, d = -19522,903, \\ e &= 1,8005625 \cdot 10^{-15}, f = -2,2665061 \cdot 10^{-5}, g = \\ &= -122995,64, h = 4,0624994 \cdot 10^{-24}, \\ i &= -5,344947 \cdot 10^{-14}, j = 2,7815479 \cdot 10^{-4}. \end{aligned}$$

Максимальная погрешность не превышает 5 %.

Поскольку изменение геометрических параметров источника при ВЭН ТВЧ связано с трудоемким изготовлением нового индуктора, то в качестве варьируемых величин приняты удельная мощность источника нагрева и скорость его перемещения. Поэтому в практике индукционного нагрева принято изначально задаваться размером источника, а затем определять два остальных технологических параметра.

Таким образом, совместное решение системы уравнений $\begin{cases} S_{45/U8}(h), \\ S_{45/U8}(q_n, V_d) \end{cases}$ позволит согласно

требуемой глубине закалки определить режимы ВЭН ТВЧ. Однако, как показали результаты математического и натурального экспериментов, полученные диапазоны режимов упрочнения не гарантируют формирование закаленного слоя без наличия закалочных трещин, основной причиной появления которых является внутреннее напряженное состояние материала.

В связи с тем что основной технологической характеристикой при поверхностной закалке является глубина упрочнения (необходимый уровень твердости обеспечивается подбором соответствующей марки стали), воздействовать на величину и характер распределения остаточных напряжений возможно лишь путем изменения величины переходной зоны.

Учитывая тот факт, что очагом разрушения детали в процессе эксплуатации является месторасположение максимальных растягивающих напряжений $\sigma_{p \max}$, необходимо переместить опасную зону как можно глубже от поверхности изделия. Естественно, глубина залегания $\sigma_{p \max}$ будет наибольшей в том случае, если величина переходного слоя окажется максимальной. Однако в этом случае наблюдается значительное снижение сжимающих напряжений $\sigma_{c \max}$ на поверхности. Анализ результатов экспериментальных и теоретических исследований показал, что величина переходного слоя должна составлять 25...33 %

от глубины упрочненного слоя. Именно при выполнении этого требования существует определенный баланс между тем, что значения $\sigma_{p\max}$ смещаются в более глубокие слои материала и при этом величина сжимающих напряжений на поверхности в среднем уменьшается не более чем на 6...10 %. При этом большие значения величины переходной зоны необходимо обеспечивать при закале сталей с большим содержанием углерода [27, 28, 39, 45].

В этом случае при выборе режимов поверхностной закалки деталей, работающих в условиях циклических нагрузок, вводится еще один критерий – относительная величина переходной зоны $\Psi(q_n, V_d)$, т. е. отношение величины переходной зоны к глубине закаленного слоя.

В результате обработки результатов экспериментальных исследований были получены соответствующие функциональные зависимости для исследуемых материалов и диапазонов режимов обработки (q_n [Вт/м²], V_d [м/с]):

$$\Psi(q_n, V_d) = k + lV_d + mq_n + nV_d^2 + oq_n^2 + pV_dq_n + rV_d^3 + sq_n^3 + tV_dq_n^2 + uV_d^2q_n, \quad (6)$$

где $0,25 \leq \Psi(q_n, V_d) \leq 0,33$.

Значение коэффициентов функциональной зависимости:

для стали 45:

$$\begin{aligned} k &= 0,087564, l = -7,429933, m = 1,062284 \cdot 10^{-8}, \\ n &= 235,19293, \\ o &= -3,424286 \cdot 10^{-17}, p = -8,850919 \cdot 10^{-8}, r = \\ &= -1309,3045, s = 2,9423 \cdot 10^{-26}, \\ t &= 1,403793 \cdot 10^{-16}, u = 1,010925 \cdot 10^{-7}; \end{aligned}$$

для стали У8А:

$$\begin{aligned} k &= 0,013232, l = 7,354214, m = 5,814168 \cdot 10^{-9}, \\ n &= 31,678703, \\ o &= -1,724837 \cdot 10^{-17}, p = -8,746601 \cdot 10^{-8}, r = \\ &= -543,57972, s = 1,233 \cdot 10^{-26}, \\ t &= 1,139227 \cdot 10^{-16}, u = 2,287546 \cdot 10^{-7}. \end{aligned}$$

Таким образом, определение удельной мощности и скорости перемещения источника при поверхностной закалке осуществляется посредством решения системы уравнений

$$\begin{cases} S_{45/U8}(h), \\ S_{45/U8}(q_n, V_d), \text{ при заданных значениях глубины} \\ \Psi_{45/U8}(q_n, V_d) \end{cases}$$

ны закалки и относительной величины переходной зоны. На рис. 12 представлено графическое решение данной задачи. Можно заметить, что полученный диапазон режимов обработки существенно уже по отношению к назначению режимов исходя из обеспечения лишь заданной глубины упрочненного слоя (кривые 1 и 2).

Для обеспечения глубины упрочненного слоя $h = 0,62$ мм принимаем следующие режимные параметры: 1) для стали 45 диапазон рекомендуемых режимов ограничен точками А и В на кривой 1 – $q_n = (3,0...3,4)10^8$ Вт/м², $V_d = (74...81)$ мм/с; 2) для стали У8А диапазон рекомендуемых режимов ограничен точками С и D на кривой 2: при этом $q_n = (2,4...2,8)10^8$ Вт/м², $V_d = (68...75)$ мм/с. Полученные режимы обработки гарантируют получение необходимой глубины закалки и рациональную величину переходной зоны.

Поскольку закалка осуществляется за один установ детали, то $T_{всп} = 0$ с. В этом случае штучная производительность обработки будет равна технологической производительности.

Расчет производительности и энергозатрат на переходе «Закалка ТВЧ» осуществляем по следующим формулам:

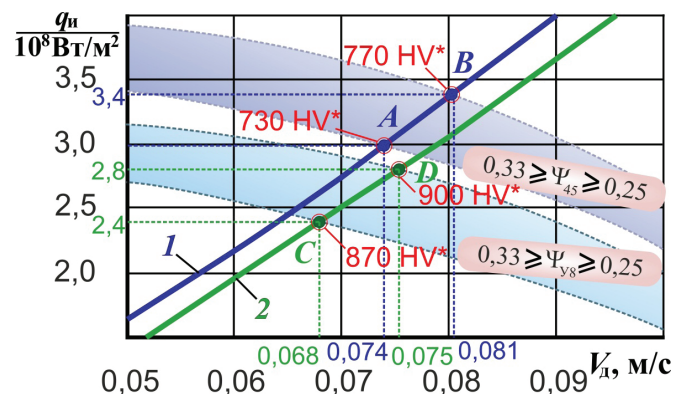


Рис. 12. Зависимость удельной мощности источника от его скорости движения при закалке ВЭН ТВЧ стали 45 и У8А на глубину 0,62 мм:

1 – сталь 45; 2 – сталь У8А

* Уровень микротвердости поверхностного слоя детали, достигнутый после перехода «Закалка ТВЧ»

Fig. 12. The dependence of specific power of the source on its speed while hardening steel 45 and U8 by applying HEH HFC to a depth of $h = 0,62$ mm:

1 – steel 45; 2 – steel U8A

* The level of microhardness of the surface layer of the part, achieved after the transition “Hardening by HFC”

$$P_{\text{шт}} = \frac{(V_d/\pi D)b}{L}, \quad \Theta = \frac{q_n b R_S}{P_{\text{шт}}} = \frac{q_n b R_S L}{(V_d/\pi D)b},$$

где $L = 104$ мм (см. рис. 3), $b = 10$ мм (см. рис. 1). Результаты расчета энергозатрат и производительности при термоупрочнении детали для всех сочетаний режимных параметров и марок сталей представлен в табл. 4.

Анализ полученных результатов показывает, что использование интегральной обработки позволяет по отношению к существующей на предприятии технологии повысить производительность поверхностной закалки ТВЧ в 3,5...4,1 раза, а энергозатраты снизить в 9,5...11,3 раза.

На рис. 13, 14 представлены результаты оптической микроскопии, данные измерений микротвердости и остаточных напряжений, а также результаты математического моделирования для двух режимов. 1. Сталь У8А – режим, обозначенный точкой **C** ($P_{\text{шт}}$ увеличивается 3,5 раза, а Θ уменьшаются в 11,3 раза): $q_n = 2,4 \cdot 10^8$ Вт/м², $V_d = 68$ мм/с. 2. Сталь 45 – режим, обозначенный точкой **B** ($P_{\text{шт}}$ увеличивается 4,1 раза, а Θ уменьшаются в 9,5 раз): $q_n = 3,4 \cdot 10^8$ Вт/м², $V_d = 81$ мм/с.

Анализируя графики распределения микротвердости поверхностного слоя, можно выделить три характерные зоны (рис. 13, а, г и 14, а, б): зона I – характеризуется стабильным средним значением уровня микротвердости; зона II – переходная зона; зона III – зона, не перенесшая структурно-фазовых изменений. За глубину закаленного слоя принимают расстояние от поверхности до зоны со структурой, со-

держащей 50 % мартенсита. В свою очередь, переходной слой – это зона между поверхностным слоем закаленной стали со стабильным средним уровнем микротвердости и зоной материала, в котором не произошло никаких структурно-фазовых превращений.

Последующим алмазным выглаживанием поверхности 1 (рис. 3) удалось достигнуть уровня шероховатости порядка $Ra = 0,1$ мкм (рис. 15, а), при этом происходит повышение микротвердости и увеличение уровня сжимающих напряжений в поверхностном слое до значений 870 НВ и $\sigma_{\tau} = -650 \pm 20$ МПа соответственно (рис. 15, б).

Закключение

Представлена оригинальная методика проведения структурно-кинематического анализа для предпроектных исследований гибридного металлообрабатывающего оборудования. Разработаны методологические рекомендации по модернизации металлорежущих станков, выполнение которых позволит реализовать высокоэнергетический нагрев токами высокой частоты (ВЭН ТВЧ) на стандартной станочной системе и обеспечить формирование наукоемкого технологического оборудования с расширенными функциональными возможностями. Предложен единый интегральный параметр температурно-временного воздействия на конструкционный материал при назначении режимов упрочнения концентрированными источниками нагрева, гарантирующих требуемый комплекс показателей качества поверхностного слоя деталей

Таблица 4

Table 4

Результаты расчета производительности и энергозатрат поверхностной закалки посредством ВЭН ТВЧ в условиях интегрированной обработки

The results of calculating the productivity and energy consumption of surface hardening by means of HEN HFC under the conditions of integrated processing

Сталь, режим / Steel, mode		Скорость $V_{\text{д}}$, м/с / Speed V_{w} , m/s	Удельная мощность $q_{\text{н}}$, 10^8 Вт/м ² / Specific power q_{s} , 10^8 W/m ²	Производительность, с ⁻¹ Productivity, s ⁻¹	Энергозатраты, кВт·ч Energy consumption, kW·h
45	A	0,074	3,0	0,049	0,034
	B	0,081	3,4	0,054	0,035
У8А	C	0,068	2,4	0,045	0,029
	D	0,075	2,8	0,050	0,031

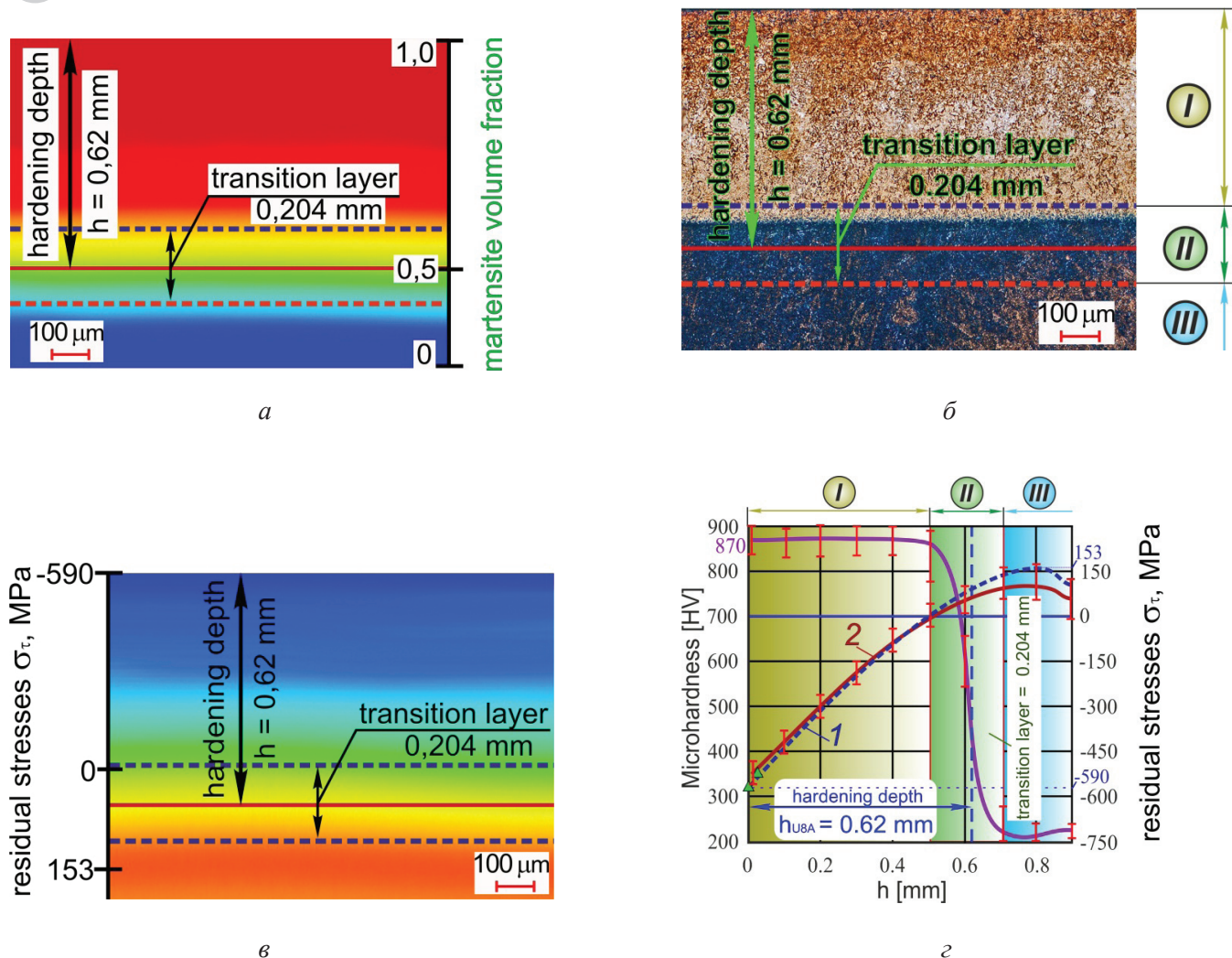


Рис. 13. Результаты экспериментов для деталей, изготовленных из стали У8А:

a – оптическая микроскопия; *б* – результаты моделирования структурно-фазовых превращений – распределение объемной доли мартенситной структуры; *в* – результаты моделирования напряженно-деформированного состояния – распределение тангенциальных остаточных напряжений; *г* – распределение микротвердости и остаточных напряжений в поверхностном слое: 1 – расчетная эпюра тангенциальных остаточных напряжений; 2 – эпюра остаточных напряжений, полученная экспериментально (механическим разрушающим методом); ▲ – остаточные напряжения, полученные рентгеновский методом определения

Fig. 13. Experimental results for parts made of U8A steel:

a – optical microscopy; *б* – the simulation results of structural-phase transformations – distribution of the volume fraction of the martensite structure; *в* – the distribution of tangential residual stresses (simulation results); *г* – the distribution of microhardness and residual stresses in the surface layer: 1 – is a calculated plot of the tangential residual stresses; 2 – is a plot of residual stresses obtained experimentally (by mechanical destructive method); ▲ – residual stresses obtained by X-ray determination

машин, при обеспечении энергоэффективности и производительности обработки в целом. Экспериментально подтверждено, что внедрение в производство предлагаемого гибридного станка в совокупности с разработанными рекомендациями по назначению режимов ВЭН ТВЧ в условиях интегральной обработки детали типа «Втулка плунжерная» по отношению к заводской технологии позволяет повысить производительность поверхностной за-

калки в 3,5...4,1 раза и снизить энергозатраты в 9,5...11,3 раза. Выполнение представленной работы позволило получить информацию для решения критической проблемы современного машиностроения: обеспечение заданного высокого качества продукции, сокращение производственного цикла изготовления, минимизация себестоимости выпускаемых изделий и формирование новых поверхностных характеристик деталей.

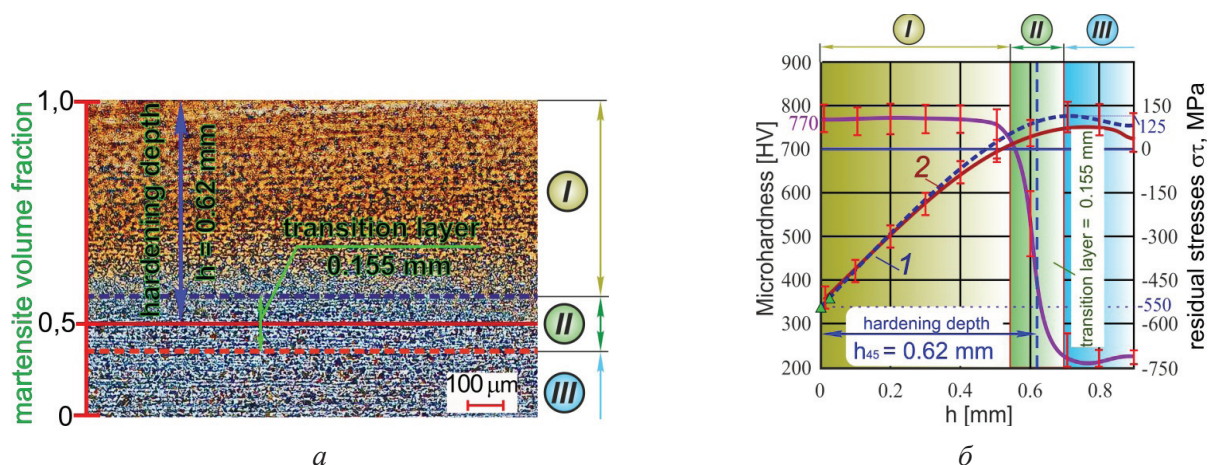


Рис. 14. Результаты экспериментов для деталей, изготовленных из стали 45:

a – оптическая микроскопия; *б* – распределение микротвердости и остаточных напряжений в поверхностном слое: 1 – расчетная эпюра тангенциальных остаточных напряжений; 2 – эпюра остаточных напряжений, полученная экспериментально (механическим разрушающим методом); ▲ – остаточные напряжения, полученные рентгеновский методом определения.

Fig. 14. Experimental results for parts made of 45 steel:

a – optical microscopy; *б* – the distribution of microhardness and residual stresses in the surface layer: 1 – is a calculated plot of the tangential residual stresses; 2 – is a plot of residual stresses obtained experimentally (by mechanical destructive method); ▲ – residual stresses obtained by X-ray determination.

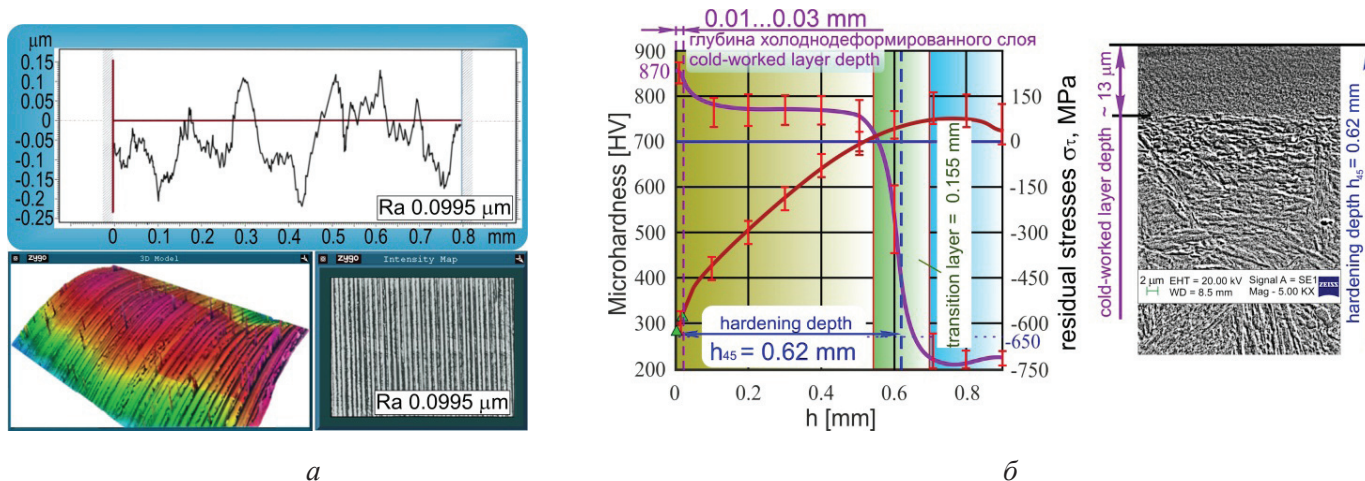


Рис. 15. Качество поверхностного слоя детали после алмазного выглаживания:

a – топография и профилограмма поверхности; *б* – распределение микротвердости и остаточных напряжений в поверхностном слое и его микроструктура

Fig. 15. The quality of the surface layer part after diamond smoothing:

a – topography and surface profilogram; *б* – the distribution of microhardness and residual stresses in the surface layer and its microstructure

Список литературы

1. Brecher C., Özdemir D. Integrative production technology: theory and applications. – [S. l.]: Springer International Publ., 2017. – 1100 p. – DOI: 10.1007/978-3-319-47452-6. – ISBN 978-3-319-47451-9. – ISBN 978-3-319-47452-6.
2. The critical raw materials in cutting tools for machining applications: a review / A. Rizzo, S. Goel,

M.L. Grilli, R. Iglesias, L. Jaworska, V. Lapkovskis, P. Novak, B.O. Postolnyi, D. Valerini // Materials. – 2020. – Vol. 13. – P. 1377. – DOI: 10.3390/ma13061377.

3. Макаров В.М., Лукина С.В. Уникальная синергия гибридных станков // Ритм: Ремонт. Инновации. Технологии. Модернизация. – 2016. – № 8. – С. 18–25.

4. Makris S., Aivaliotis P. Framework for accurate simulation and model-based control of hybrid

- manufacturing processes // *Procedia CIRP*. – 2021. – Vol. 97. – P. 470–475. – DOI: 10.1016/j.procir.2020.07.007.
5. Garro O., Martin P., Veron M. Shiva a multiarms machine tool // *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. – 1993. – Vol. 42, iss. 1. – P. 433–436. – DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62479-2.
6. Moriwaki T. Multi-functional machine tool // *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. – 2008. – Vol. 57, iss. 2. – P. 736–749. – DOI: 10.1016/j.cirp.2008.09.004.
7. Boivie K., Karlsen R., Ystgaard P. The concept of hybrid manufacturing for high performance parts // *South African Journal of Industrial Engineering*. – 2012. – Vol. 23, iss. 2. – P. 106–115.
8. Jeon Y., Lee C.M. Current research trend on laser assisted machining // *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. – 2012. – Vol. 13, iss. 2. – P. 311–317. – DOI: 10.1007/s12541-012-0040-4.
9. Hybrid processes in manufacturing / B. Lauwers, F. Klocke, A. Klink, A.E. Tekkaya, R. Neugebauer, D. McIntosh // *CIRP Annals*. – 2014. – Vol. 63, iss. 2. – P. 561–583. – DOI: 10.1016/j.cirp.2014.05.003.
10. Yamazaki T. Development of a hybrid multi-tasking machine tool: integration of additive manufacturing technology with CNC machining // *Procedia CIRP*. – 2016. – Vol. 42. – P. 81–86. – DOI: 10.1016/j.procir.2016.02.193.
11. Yanyushkin A.S., Lobanov D.V., Arkhipov P.V. Research of influence of electric conditions of the combined electro-diamond machining on quality of grinding of hard alloys // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. – 2015. – Vol. 91. – P. 012051. – DOI: 10.1088/1757-899X/91/1/012051.
12. Hybrid manufacturing based on the combination of mechanical and electro physical-chemical processes / B. Lauwers, N. Chernovol, B. Peeters, D.V. Camp, T.V. Riel, J. Qian // *Procedia CIRP*. – 2020. – Vol. 95. – P. 649–661. – DOI: 10.1016/j.procir.2020.11.003.
13. Effects of turn-milling conditions on chip formation and surface finish / K.R. Berenji, U. Karagüzel, E. Özlü, E. Budak // *CIRP Annals*. – 2019. – Vol. 68, iss. 1. – P. 113–116. – DOI: 10.1016/j.cirp.2019.04.067.
14. Densification, surfacemorphology, microstructure and mechanical properties of 316L fabricated by hybrid manufacturing / Y. Yang, Y. Gong, S. Qu, Y. Rong, Y. Sun, M. Cai // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2018. – Vol. 97, iss. 5–8. – P. 2687–2696. – DOI: 10.1007/s00170-018-2144-1.
15. Hybrid laser assisted machining: a new manufacturing technology for ceramic components / G. Guerrini, A. Fortunato, S.N. Melkote, A. Ascari, A.H.A. Lutey // *Procedia CIRP*. – 2018. – Vol. 74. – P. 761–764. – DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.015.
16. Mirzendehtdel A.M., Behandish M., Nelaturi S. Topology optimization with accessibility constraint for multi-axis machining // *Computer-Aided Design*. – 2020. – Vol. 122. – P. 102825. – DOI: 10.1016/j.cad.2020.102825.
17. Khatir F.A., Sadeghi M.H., Akar S. Investigation of surface integrity in the laser-assisted turning of AISI 4340 hardened steel // *Journal of Manufacturing Processes*. – 2021. – Vol. 61. – P. 173–189. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.09.073.
18. Макаров В.М. Комплексируемые технологические системы: перспективы и проблемы внедрения // *Ритм: Ремонт. Инновации. Технологии. Модернизация*. – 2011. – № 6 (64). – С. 20–23.
19. Manufacturing systems and technologies for the new frontier: the 41st CIRP Conference on Manufacturing Systems, May 26–28, 2008, Tokyo, Japan / M. Mitsuishi, K. Ueda, F. Kimura, eds. – London: Springer, 2008. – 556 p. – ISBN 978-1-84800-267-8. – DOI: 10.1007/978-1-84800-267-8.
20. Integration of production steps on a single equipment / V. Skeebe, V. Pushnin, I. Erohin, D. Kornev // *Materials and Manufacturing Processes*. – 2015. – Vol. 30, iss. 12. – DOI: 10.1080/10426914.2014.973595.
21. Liu J., Ye C., Dong Y. Recent development of thermally assisted surface hardening techniques: a review // *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*. – 2021. – Vol. 2. – P. 100006. – DOI: 10.1016/j.aime.2020.100006.
22. Tailored bainitic-martensitic microstructures by means of inductive surface hardening for AISI4140 / F. Mühl, J. Jarms, D. Kaiser, S. Dietrich, V. Schulze // *Materials and Design*. – 2020. – Vol. 195. – P. 108964. – DOI: 10.1016/j.matdes.2020.108964.
23. A review of surface integrity in machining of hardened steels / W.F. Sales, J. Schoop, L.R.R. Silva, Á.R. Machado, I.S. Jawahir // *Journal of Manufacturing Processes*. – 2020. – Vol. 58. – P. 136–162. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.07.040.
24. Combination of high feed turning with cryogenic cooling on Haynes 263 and Inconel 718 superalloys / F.J. Amigo, G. Urbikain, O. Pereira, P. Fernández-Lucio, A. Fernández-Valdivielso, L.N. Lópezde de Lacalle // *Journal of Manufacturing Processes*. – 2020. – Vol. 58. – P. 208–222. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.08.029.
25. Борисов М.А., Лобанов Д.В., Янюшкин А.С. Гибридная технология электрохимической обработки сложнопрофильных изделий // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты)*. – 2019. – Т. 21, № 1. – С. 25–34. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.1-25-34.
26. Gao K., Qin X. Effect of feed path on the spot continual induction hardening for different curved surfaces of AISI 1045 steel // *International Communications in Heat and Mass Transfer*. – 2020. – Vol. 115. – P. 104632. – DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2020.104632.

27. Скиба В.Ю., Иванцовский В.В. Гибридное металлообрабатывающее оборудование: повышение эффективности технологического процесса обработки деталей при интеграции поверхностной закалки и абразивного шлифования. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2018. – 312 с. – ISBN 978-5-7782-3690-5.

28. Иванцовский В.В., Скиба В.Ю. Гибридное металлообрабатывающее оборудование. Технологические аспекты интеграции операций поверхностной закалки и абразивного шлифования: монография. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2019. – 348 с. – ISBN 978-5-7782-3988-3.

29. Ding H.T., Shin Y.C. Laser-assisted machining of hardened steel parts with surface integrity analysis // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2010. – Vol. 50, iss. 1. – P. 106–114. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2009.09.001.

30. Advances in laser assisted machining of hard and brittle materials / K. You, G. Yan, X. Luo, M.D. Gilchrist, F. Fang // Journal of Manufacturing Processes. – 2020. – Vol. 58. – P. 677–692. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.08.034.

31. Laser transformation hardening of EN24 alloy steel / K.M.B. Karthikeyan, T. Balasubramanian, V. Thillaivanan, G.V. Jangetti // Materials Today: Proceedings. – 2020. – Vol. 22, pt. 4. – P. 3048–3055. – DOI: 10.1016/j.matpr.2020.03.440.

32. In-process residual stresses regulation during grinding through induction heating with magnetic flux concentrator / F. Li, X. Li, T. Wang, Y.(K.) Rong, S.Y. Liang // International Journal of Mechanical Sciences. – 2020. – Vol. 172. – P. 105393. – DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105393.

33. Hybrid modeling of induction hardening processes / M.Z. Asadzadeh, P. Raninger, P. Prevedel, W. Ecker, M. Mücke // Applications in Engineering Science. – 2021. – Vol. 5. – P. 100030. – DOI: 10.1016/j.applsc.2020.100030.

34. Predicting the induction hardened case in 42CrMo4 cylinder / M. Areitioaurtena, U. Segurajauri, I. Urresti, M. Fisk, E. Ukar // Procedia CIRP. – 2020. – Vol. 87. – P. 545–550. – DOI: 10.1016/j.procir.2020.02.034.

35. On the role of grain size on slurry erosion behavior of a novel medium-carbon, low-alloy pipeline steel after induction hardening / V. Javaheri, O. Haiko, S. Sadeghpour, K. Valtonen, J. Kömi, D. Porter // Wear. – 2021. – Vol. 476. – P. 203678. – DOI: 10.1016/j.wear.2021.203678.

36. Hammouma C., Zeroug H. Enhanced frequency adaptation approaches for series resonant inverter control under workpiece permeability effect for induction hardening applications // Engineering Science and Technology, an International Journal. – 2021. – DOI: 10.1016/j.jestch.2021.05.010.

37. Скиба В.Ю. Гибридное технологическое оборудование: повышение эффективности ранних стадий проектирования комплексированных металлообрабатывающих станков // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 2. – С. 62–83. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.2-62-83.

38. Simulation of induction hardening: simulative sensitivity analysis with respect to material parameters and the surface layer state / F. Mühl, J. Damon, S. Dietrich, V. Schulze // Computational Materials Science. – 2020. – Vol. 184. – P. 109916. – DOI: 10.1016/j.comatsci.2020.109916.

39. Анализ напряженно-деформированного состояния материала при высокоэнергетическом нагреве токами высокой частоты / В.Ю. Скиба, В.Н. Пушкин, И.А. Ерохин, Д.Ю. Корнев // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2014. – № 3 (64). – С. 90–102.

40. Numerical simulation of martensitic transformation plasticity of 42CrMo steel based on spot continual induction hardening model / H. Zhong, Z. Wang, J. Gan, X. Wang, Y. Yang, J. He, T.T. Wei, X. Qin // Surface and Coatings Technology. – 2020. – Vol. 385. – P. 125428. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2020.125428.

41. Головин Г.Ф., Зимин Н.В. Технология термической обработки металлов с применением индукционного нагрева. – Л.: Машиностроение, 1990. – 87 с. – ISBN 5-217-00926-8.

42. Шепеляковский К.З. Упрочнение деталей машин поверхностной закалкой при индукционном нагреве. – М.: Машиностроение, 1972. – 288 с.

43. Skeebe V.Y., Ivancivsky V.V., Martyushev N.V. Peculiarities of High-Energy Induction Heating during Surface Hardening in Hybrid Processing Conditions // Metals. – 2021. – Vol. 11, iss. 9. – P. 1354. – DOI: 10.3390/met11091354.

44. Numerical simulation of temperature field in steel under action of electron beam heating source / V.Yu. Skeebe, V.V. Ivancivsky, N.V. Martyushev, D.V. Lobanov, N.V. Vakhrushev, A.K. Zhigulev // Key Engineering Materials. – 2016. – Vol. 712. – P. 105–111. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.712.105.

45. The features of steel surface hardening with high energy heating by high frequency currents and shower cooling / V.V. Ivancivsky, V.Yu. Skeebe, I.A. Bataev, D.V. Lobanov, N.V. Martyushev, O.V. Sakha, I.V. Khlebova // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. – 2016. – Vol. 156. – Art. 012025. – DOI: 10.1088/1757-899X/156/1/012025.

46. Федотенок А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1970. – 408 с.

47. Птицын С.В., Левицкий Л.В. Структурный анализ и синтез кинематики металлорежущих станков. – Киев: УМК ВО, 1989. – 70 с.

48. Ивахненко А.Г. Повышение эффективности ранних стадий проектирования металлорежущих станков на основе структурного синтеза формообразующих систем: дис. ... д-ра техн. наук. – М., 1998. – 244 с.
49. Effectiveness of structural-parametric synthesis of metal-cutting systems / A.G. Ivakhnenko, V.V. Kuts, O.Y. Erenkov, E.O. Ivakhnenko, A.V. Oleinik // Russian Engineering Research. – 2017. – Vol. 37, N 10. – P. 901–905. – DOI: 10.3103/S1068798X17100112.
50. Optimal structure design methodology for compound multiaxis machine tools—I – Analysis of requirements and specifications / M. Nakaminami, T. Tokuma, M. Moriwaki, K. Nakamoto // International Journal of Automation Technology. – 2007. – Vol. 1, N 2. – P. 78–86. – DOI: 10.20965/ijat.2007.p0078.
51. Optimal structure design methodology for compound multiaxis machine tools—II – Investigation of basic structure / M. Nakaminami, T. Tokuma, K. Matsumoto, S. Sakashita, M. Moriwaki, K. Nakamoto // International Journal of Automation Technology. – 2007. – Vol. 1, N 2. – P. 87–93. – DOI: 10.20965/ijat.2007.p0087.
52. Introduction to precision machine design and error assessment / ed. by S. Mekid. – Boca Raton: CRC Press, 2008. – 302 p. – ISBN 0849378869. – ISBN 978-0849378867. – (Mechanical and Aerospace Engineering Series).
53. Ивахненко А.Г., Куц В.В. Структурно-параметрический синтез технологических систем: монография. – Курск: Курский гос. техн. ун-т, 2010. – 151 с.
54. Куц В.В. Методология предпроектных исследований специализированных металлорежущих систем: дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.07 / Юго-Западный государственный университет. – Курск, 2012. – 365 с.
55. Вразов Ю.Д. Анализ компоновок металлорежущих станков: основы компонетики. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с.
56. Ивахненко А.Г. Концептуальное проектирование металлорежущих систем. Структурный синтез. – Хабаровск: Изд-во ХГТУ, 1998. – 124 с.
57. Надежность прогноза качества технологического оборудования / С.В. Птицын, В.Ю. Скиба, Ю.С. Чёсов, Е.В. Мережко // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2013. – № 2 (59). – С. 33–38.
58. Skeebe V.Yu., Ivancivsky V.V. Reliability of quality forecast for hybrid metal-working machinery // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2018. – Vol. 194, iss. 2. – P. 022037. – DOI: 10.1088/1755-1315/194/2/022037.
59. Integrated processing: quality assurance procedure of the surface layer of machine parts during the manufacturing step “diamond smoothing” / V.Yu. Skeebe, V.V. Ivancivsky, D.V. Lobanov, A.K. Zhigulev, P.Yu. Skeebe // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. – 2015. – Vol. 25. – P. 012031. – DOI: 10.1088/1757-899X/125/1/012031.
60. Балакишин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1969. – 560 с.
61. Иващенко И.А. Технологические размерные расчеты и способы их автоматизации. – М.: Машиностроение, 1975. – 222 с.
62. ASM Handbook. Vol. 9. Metallography and Microstructures / ed. by G.F. Vander Voort. – Materials Park, Ohio, USA: ASM International, 2004. – 1184 p. – ISBN 978-0-87170-706-2.
63. Totten G.E., Howes M., Inoue T. Handbook of residual stress and deformation of steel. – Materials Park, Ohio: ASM International, 2002. – 499 p. – ISBN 978-0-87170-729-1.
64. Springer handbook of experimental solid mechanics / ed. by W.N. Sharpe. – Leipzig; New York: Springer Science and Business Media, 2008. – 1098 p. – ISBN 978-0-387-26883-5.
65. Головин Г.Ф., Замятин М.М. Высокочастотная термическая обработка: вопросы металлостроения и технологии. – Л.: Машиностроение, 1990. – 239 с.

Конфликт интересов

Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Improving the efficiency of surface-thermal hardening of machine parts in conditions of combination of processing technologies, integrated on a single machine tool base

Vadim Skeebea ^{a, *}, Vladimir Ivancivsky ^b

Novosibirsk State Technical University, 20 Prospekt K. Marksa, Novosibirsk, 630073, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-8242-2295>, skeebea_vadim@mail.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-9244-225X>, ivancivskij@corp.nstu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 14 May 2021

Revised: 14 June 2021

Accepted: 07 August 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Hybrid equipment
High energy heating
Machining
Induction hardening
Conceptual design

Funding

The research was funded by RFBR and Novosibirsk region, project number 20-48-540016.

Acknowledgements

Research were conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials".

ABSTRACT

Introduction. In the manufacturing industry, there is a particular interest in the development of a new type of technological equipment, which makes it possible to implement methods for modifying the parts surface layers by processing it with concentrated energy sources. The combination of two processing technologies (mechanical and surface-thermal operations) in the conditions of integrated equipment makes it possible to neutralize the disadvantages of monotecnologies and obtain new effects that are unattainable when using technologies separately. The use of hybrid machine tools in conjunction with the developed technological recommendations will allow achieving a multiple increase in the technical and economic efficiency of production, resource and energy saving, which in turn will contribute to an increase in the competitiveness of products and the renewal of the technological paradigm. **Purpose of work:** increasing productivity and reducing energy consumption during surface-thermal hardening of machine parts by exposure to concentrated energy sources under conditions of integrated processing. **Theory and methods:** studies of the possible structural composition and layout of hybrid equipment during the integration of mechanical and surface-thermal processes are carried out taking into account the main provisions of structural synthesis and the components of metalworking systems. Theoretical studies are carried out using the basic provisions of system analysis, geometric theory of surface formation, design of metalworking machines, finite-element method, mathematical and computer simulation. Mathematical simulation of thermal fields and structural-phase transformations in the case of HEH HFC is carried out in the ANSYS and SYSWELD software packages, using numerical methods for solving the differential equations of unsteady thermal conductivity (Fourier's equation), carbon diffusion (Fick's second law), and elastoplastic behavior of the material. The verification of the simulation results is carried out by conducting field experiments using: optical and scanning microscopy; mechanical and X-ray methods for determining residual stresses. In the study, Uone JD520 and Form Talysurf Series 2 profilograph-profilometers are used to simultaneously measure shape deviations, waviness and surface roughness. Surface topography is assessed using a Zygo New View 7300 laser profilograph-profilometer. The microhardness of the hardened surface layer of parts is evaluated on a Wolpert Group 402MVD device. **Results and discussion.** An original method of structural-kinematic analysis for pre-design research of hybrid metalworking equipment is presented. Methodological recommendations are developed for the modernization of metal-cutting machine tools, the implementation of which will allow the implementation of high-energy heating by high-frequency currents (HEH HFC) on a standard machine-tool system and ensure the formation of high-tech technological equipment with expanded functionality. A unified integral parameter of the temperature-time effect on a structural material is proposed when the modes of hardening by concentrated heating sources are assigned, which guarantee the required set of quality indicators of the surface layer of machine parts, while ensuring energy efficiency and processing productivity in general. It is experimentally confirmed that the introduction into production of the proposed hybrid machine tool in conjunction with the developed recommendations for the purpose of the HEH HFC modes in the conditions of integral processing of a "Plunger bushing" type part in relation to the factory technology allows increasing the productivity of surface hardening by 3.5...4.1 times, and reduce energy consumption by 9.5...11.3 times.

For citation: Skeebea V.Yu., Ivancivsky V.V. Improving the efficiency of surface-thermal hardening of machine parts in conditions of combination of processing technologies, integrated on a single machine tool base. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 45–71. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-45-71. (In Russian).

* Corresponding author

Skeebea Vadim Yu., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
 Novosibirsk State Technical University,
 20 Prospekt K. Marksa,
 Novosibirsk, 630073, Russian Federation
 Tel: 8 (383) 346-17-79, e-mail: skeebea_vadim@mail.ru

References

1. Brecher C., Özdemir D. *Integrative production technology: theory and applications*. Springer International Publ., 2017. 1100 p. DOI: 10.1007/978-3-319-47452-6. ISBN 978-3-319-47451-9. ISBN 978-3-319-47452-6.
2. Rizzo A., Goel S., Grilli K.M., Iglesias R., Jaworska L., Lapkovskis V., Novak P., Postolnyi B.O., Valerini D. The critical raw materials in cutting tools for machining applications: a review. *Materials*, 2020, vol. 13, p. 1377. DOI: 10.3390/ma13061377.
3. Makarov V.M., Lukina S.V. Unikal'naya sinerhiya gibridnykh stankov [Unique synergy of hybrid machines]. *Ritm: Remont. Innovatsii. Tekhnologii. Modernizatsiya = RITM: Repair. Innovation. Technologies. Modernization*, 2016, no. 8, pp. 18–25.
4. Makris S., Aivaliotis P. Framework for accurate simulation and model-based control of hybrid manufacturing processes. *Procedia CIRP*, 2021, vol. 97, pp. 470–475. DOI: 10.1016/j.procir.2020.07.007.
5. Garro O., Martin P., Veron M. Shiva a multiarms machine tool. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 1993, vol. 42, iss. 1, pp. 433–436. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62479-2.
6. Moriwaki T. Multi-functional machine tool. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2008, vol. 57, iss. 2, pp. 736–749. DOI: 10.1016/j.cirp.2008.09.004.
7. Boivie K., Karlsen R., Ystgaard P. The concept of hybrid manufacturing for high performance parts. *South African Journal of Industrial Engineering*, 2012, vol. 23, iss. 2, pp. 106–115.
8. Jeon Y., Lee C.M. Current research trend on laser assisted machining. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2012, vol. 13, iss. 2, pp. 311–317. DOI: 10.1007/s12541-012-0040-4.
9. Lauwers B., Klocke F., Klink A., Tekkaya A.E., Neugebauer R., McIntosh D. Hybrid processes in manufacturing. *CIRP Annals*, 2014, vol. 63, iss. 2, pp. 561–583. DOI: 10.1016/j.cirp.2014.05.003.
10. Yamazaki T. Development of a hybrid multi-tasking machine tool: integration of additive manufacturing technology with CNC machining. *Procedia CIRP*, 2016, vol. 42, pp. 81–86. DOI: 10.1016/j.procir.2016.02.193.
11. Yanyushkin A.S., Lobanov D.V., Arkhipov P.V. Research of influence of electric conditions of the combined electro-diamond machining on quality of grinding of hard alloys. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2015, vol. 91, p. 012051. DOI: 10.1088/1757-899X/91/1/012051.
12. Lauwers B., Chernovol N., Peeters B., Camp D.V., Riel T.V., Qian J. Hybrid manufacturing based on the combination of mechanical and electro physical–chemical processes. *Procedia CIRP*, 2020, vol. 95, pp. 649–661. DOI: 10.1016/j.procir.2020.11.003.
13. Berenji K.R., Karagüzel U., Özlü E., Budak E. Effects of turn-milling conditions on chip formation and surface finish. *CIRP Annals*, 2019, vol. 68, iss. 1, pp. 113–116. DOI: 10.1016/j.cirp.2019.04.067.
14. Yang Y., Gong Y., Qu S., Rong Y., Sun Y., Cai M. Densification, surface morphology, microstructure and mechanical properties of 316L fabricated by hybrid manufacturing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 97, iss. 5–8, pp. 2687–2696. DOI: 10.1007/s00170-018-2144-1.
15. Guerrini G., Fortunato A., Melkote S.N., Ascari A., Lutey A.H.A. Hybrid laser assisted machining: a new manufacturing technology for ceramic components. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 74, pp. 761–764. DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.015.
16. Mirzendehtdel A.M., Behandish M., Nelaturi S. Topology optimization with accessibility constraint for multi-axis machining. *Computer-Aided Design*, 2020, vol. 122, p. 102825. DOI: 10.1016/j.cad.2020.102825.
17. Khatir F.A., Sadeghi M.H., Akar S. Investigation of surface integrity in the laser-assisted turning of AISI 4340 hardened steel. *Journal of Manufacturing Processes*, 2021, vol. 61, pp. 173–189. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.09.073.
18. Makarov V.M. Kompleksirovannyye tekhnologicheskie sistemy: perspektivy i problemy vnedreniya [Well integrated technological systems: prospects and problems of implementation]. *Ritm: Remont. Innovatsii. Tekhnologii. Modernizatsiya = RITM: Repair. Innovation. Technologies. Modernization*, 2011, no. 6 (64), pp. 20–23.
19. Mitsuishi M., Ueda K., Kimura F., eds. *Manufacturing systems and technologies for the new frontier: the 41st CIRP Conference on Manufacturing Systems*, May 26–28, 2008, Tokyo, Japan. London, Springer, 2008. 556 p. ISBN 978-1-84800-267-8. DOI: 10.1007/978-1-84800-267-8.
20. Skeebe V., Pushnin V., Erohin I., Kornev D. Integration of production steps on a single equipment. *Materials and Manufacturing Processes*, 2015, vol. 30, iss. 12, pp. 1408–1411. DOI: 10.1080/10426914.2014.973595.
21. Liu J., Ye C., Dong Y. Recent development of thermally assisted surface hardening techniques: a review. *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*, 2021, vol. 2, p. 100006. DOI: 10.1016/j.aime.2020.100006.
22. Mühl F., Jarms J., Kaiser D., Dietrich S., Schulze V. Tailored bainitic-martensitic microstructures by means of inductive surface hardening for AISI4140. *Materials and Design*, 2020, vol. 195, p. 108964. DOI: 10.1016/j.matdes.2020.108964.

23. Sales W.F., Schoop J., Silva L.R.R., Machado Á.R., Jawahir I.S. A review of surface integrity in machining of hardened steels. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, vol. 58, pp. 136–162. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.07.040.
24. Amigo F.J., Urbikain G., Pereira O., Fernández-Lucio P., Fernández-Valdivielso A., López de Lacalle L.N. Combination of high feed turning with cryogenic cooling on Haynes 263 and Inconel 718 superalloys. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, vol. 58, pp. 208–222. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.08.029.
25. Borisov M.A., Lobanov D.V., Yanyushkin A.S. Gibridnaya tekhnologiya elektrokhimicheskoi obrabotki slozhnoprofil'nykh izdelii [Hybrid technology of electrochemical processing of complex profiles]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 1, pp. 25–34. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.1-25-34.
26. Gao K., Qin X. Effect of feed path on the spot continual induction hardening for different curved surfaces of AISI 1045 steel. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2020, vol. 115, p. 104632. DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2020.104632.
27. Skeebe V.Yu., Ivantsivsky V.V. *Gibridnoe metalloobrabatyvayushchee oborudovanie: povyshenie effektivnosti tekhnologicheskogo protsessa obrabotki detalei pri integratsii poverkhnostnoi zakalki i abrazivnogo shlifovaniya* [Hybrid metal working equipment: improving the effectiveness of the details processing under the integration of surface quenching and abrasive grinding]. Novosibirsk, NSTU Publ., 2018. 312 p. ISBN 978-5-7782-3690-5.
28. Ivantsivsky V.V., Skeebe V.Yu. *Gibridnoe metalloobrabatyvayushchee oborudovanie. Tekhnologicheskie aspekty integratsii operatsii poverkhnostnoi zakalki i abrazivnogo shlifovaniya* [Hybrid metal working equipment. Technological aspects of integrating the operations of surface hardening and abrasive grinding]. Novosibirsk, NSTU Publ., 2019. 348 p. ISBN 978-5-7782-3988-3.
29. Ding H.T., Shin Y.C. Laser-assisted machining of hardened steel parts with surface integrity analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2010, vol. 50, iss. 1, pp. 106–114. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2009.09.001.
30. You K., Yan G., Luo X., Gilchrist M.D., Fang F. Advances in laser assisted machining of hard and brittle materials. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, vol. 58, pp. 677–692. DOI: 10.1016/j.jmapro.2020.08.034.
31. Karthikeyan K.M.B., Balasubramanian T., Thillaivanan V., Jangetti G.V. Laser transformation hardening of EN24 alloy steel. *Materials Today: Proceedings*, 2020, vol. 22, pt. 4, pp. 3048–3055. DOI: 10.1016/j.matpr.2020.03.440.
32. Li F., Li X., Wang T., Rong Y.(K.), Liang S.Y. In-process residual stresses regulation during grinding through induction heating with magnetic flux concentrator. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, vol. 172, p. 105393. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105393.
33. Asadzadeh M.Z., Raninger P., Prevedel P., Ecker W., Mücke M. Hybrid modeling of induction hardening processes. *Applications in Engineering Science*, 2021, vol. 5, p. 100030. DOI: 10.1016/j.applsc.2020.100030.
34. Areitioaurtena M., Segurajauregi U., Urresti I., Fisk M., Ukar E. Predicting the induction hardened case in 42CrMo4 cylinder. *Procedia CIRP*, 2020, vol. 87, pp. 545–550. DOI: 10.1016/j.procir.2020.02.034.
35. Javaheri V., Haiko O., Sadeghpour S., Valtonen K., Kömi J., Porter D. On the role of grain size on slurry erosion behavior of a novel medium-carbon, low-alloy pipeline steel after induction hardening. *Wear*, 2021, vol. 476, p. 203678. DOI: 10.1016/j.wear.2021.203678.
36. Hammouma C., Zeroug H. Enhanced frequency adaptation approaches for series resonant inverter control under workpiece permeability effect for induction hardening applications. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 2021. DOI: 10.1016/j.jestch.2021.05.010.
37. Skeebe V.Yu. *Gibridnoe tekhnologicheskoe oborudovanie: povyshenie effektivnosti rannikh stadii proektirovaniya kompleksirovannykh metalloobrabatyvayushchikh stankov* [Hybrid process equipment: improving the efficiency of the integrated metalworking machines initial designing]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 2, pp. 62–83. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.2-62-83.
38. Mühl F., Damon J., Dietrich S., Schulze V. Simulation of induction hardening: simulative sensitivity analysis with respect to material parameters and the surface layer state. *Computational Materials Science*, 2020, vol. 184, p. 109916. DOI: 10.1016/j.commatsci.2020.109916.
39. Skeebe V.Yu., Pushnin V.N., Erokhin I.A., Kornev D.Yu. Analiz napryazhenno-deformirovannogo sostoyaniya materiala pri vysokoenergeticheskom nagreve tokami vysokoi chastoty [Analysis of the stress-strain state of the material under high-energy heating by high frequency currents]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2014, no. 3 (64), pp. 90–102.

40. Zhong H., Wang Z., Gan J., Wang X., Yang Y., He J., Wei T.T., Qin X. Numerical simulation of martensitic transformation plasticity of 42CrMo steel based on spot continual induction hardening model. *Surface and Coatings Technology*, 2020, vol. 385, p. 125428. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2020.125428.
41. Golovin G.F., Zimin N.V. *Tekhnologiya termicheskoi obrabotki metallov s primeneniem induktsionnogo nagreva* [Heat treatment technology of metals using induction heating]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1990. 87 p. ISBN 5-217-00926-8.
42. Shepelyakovskii K.Z. *Uprochnenie detalei mashin poverkhnostnoi zakalkoi pri induktsionnom nagreve* [Hardening of machine parts by surface hardening during induction heating]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1972. 288 p.
43. Skeebe V.Y., Ivancivsky V.V., Martyushev N.V. Peculiarities of high-energy induction heating during surface hardening in hybrid processing conditions. *Metals*, 2021, vol. 11, iss. 9, p. 1354. DOI: 10.3390/met11091354.
44. Skeebe V.Yu., Ivancivsky V.V., Martyushev N.V., Lobanov D.V., Vakhrushev N.V., Zhigulev A.K. Numerical simulation of temperature field in steel under action of electron beam heating source. *Key Engineering Materials*, 2016, vol. 712, pp. 105–111. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.712.105.
45. Ivancivsky V.V., Skeebe V.Yu., Bataev I.A., Lobanov D.V., Martyushev N.V., Sakha O.V., Khlebova I.V. The features of steel surface hardening with high energy heating by high frequency currents and shower cooling. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2016, vol. 156, p. 012025. DOI: 10.1088/1757-899X/156/1/012025.
46. Fedotenok A.A. *Kinematicheskaya struktura metallovezhushchikh stankov* [Kinematic structure of machine tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1970. 408 p.
47. Ptitsyn S.V., Levitskii L.V. *Strukturnyi analiz i sintez kinematiki metallovezhushchikh stankov* [Structural analysis and kinematics synthesis of machine tools]. Kiev, UMK Publ., 1989. 70 p.
48. Ivakhnenko A.G. *Povyshenie effektivnosti rannikh stadii proektirovaniya metallovezhushchikh stankov na osnove strukturnogo sinteza formoobrazuyushchikh sistem*. Diss. dokt. tekhn. nauk [Improving the efficiency of the early stages of designing machine tools based on the structural synthesis of shaping systems. Dr. eng. sci. diss.]. Moscow, 1998. 244 p.
49. Ivakhnenko A.G., Kuts V.V., Erenkov O.Y., Ivakhnenko E.O., Oleinik A.V. Effectiveness of structural-parametric synthesis of metal-cutting systems. *Russian Engineering Research*, 2017, vol. 37, no. 10, pp. 901–905. DOI: 10.3103/S1068798X17100112.
50. Nakaminami M., Tokuma T., Moriwaki M., Nakamoto K. Optimal structure design methodology for compound multi-axis machine tools—I – Analysis of requirements and specifications. *International Journal of Automation Technology*, 2007, vol. 1, no. 2, pp. 78–86. DOI: 10.20965/ijat.2007.p0078.
51. Nakaminami M., Tokuma T., Matsumoto K., Sakashita S., Moriwaki T., Nakamoto K. Optimal structure design methodology for compound multi-axis machine tools—II – Investigation of basic structure. *International Journal of Automation Technology*, 2007, vol. 1, no. 2, pp. 87–93. DOI: 10.20965/ijat.2007.p0087.
52. Mekid S., ed. *Introduction to precision machine design and error assessment. Mechanical and Aerospace Engineering Series*. Boca Raton, CRC Press, 2008. 302 p. ISBN 0849378869. ISBN 978-0849378867.
53. Ivakhnenko A.G., Kuts V.V. *Strukturno-parametricheskii sintez tekhnologicheskikh sistem* [Structural-parametric synthesis of technological systems]. Kursk, KurskSTU Publ., 2010. 151 p.
54. Kuts V.V. *Metodologiya predproektnykh issledovaniy spetsializirovannykh metallovezhushchikh sistem*. Diss. dokt. tekhn. nauk [Methodology of pre-design studies of specialized metal-cutting systems. Dr. eng. sci. diss.]. Kursk, 2012. 365 p.
55. Vragov Yu.D. *Analiz komponovok metallovezhushchikh stankov (Osnovy komponetiki)* [Analysis of the layout of machine tools. The basics of compositing]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1978. 208 p.
56. Ivakhnenko A.G. *Kontseptual'noe proektirovanie metallovezhushchikh sistem. Strukturnyi sintez* [Conceptual design of metal-cutting systems. Structural synthesis]. Khabarovsk, KhGTU Publ., 1998. 124 p.
57. Ptitsyn S.V., Skeebe V.Yu., Chesov Yu.S., Merezhko E.V. Nadezhnost' prognoza kachestva tekhnologicheskogo oborudovaniya [Reliability prediction of quality process equipment]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2013, no. 2 (59), pp. 33–38.
58. Skeebe V.Yu., Ivancivsky V.V. Reliability of quality forecast for hybrid metal-working machinery. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 2018, vol. 194, iss. 2, p. 022037. DOI: 10.1088/1755-1315/194/2/022037.



59. Skeebe V.Yu., Ivancivsky V.V., Lobanov D.V., Zhigulev A.K., Skeebe P.Yu. Integrated processing: quality assurance procedure of the surface layer of machine parts during the manufacturing step “diamond smoothing”. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2015, vol. 25, p. 012031. DOI: 10.1088/1757-899X/125/1/012031.

60. Balakshin B.S. *Osnovy tekhnologii mashinostroeniya* [Fundamentals of mechanical engineering technology]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1969. 560 p.

61. Ivashchenko I.A. *Tekhnologicheskie razmernye raschety i sposoby ikh avtomatizatsii* [Technological dimensional calculations and methods of their automation]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 222 p.

62. Vander Voort G.F., ed. *ASM Handbook. Vol. 9. Metallography and Microstructures*. Materials Park, Ohio, USA, ASM International, 2004. 1184 p. ISBN 978-0-87170-706-2.

63. Totten G.E., Howes M., Inoue T. *Handbook of residual stress and deformation of steel*. Materials Park, Ohio, USA, ASM International, 2002. 499 p. ISBN 978-0-87170-729-1.

64. Sharpe W.N., ed. *Springer handbook of experimental solid mechanics*. Leipzig, New York, Springer Science and Business Media, 2008. 1098 p. ISBN 978-0-387-26883-5.

65. Golovin G.F., Zamyatnin M.M. *Vysokochastotnaya termicheskaya obrabotka: voprosy metallovedeniya i tekhnologii* [High-frequency heat treatment: questions of metal science and technology]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1990. 239 p.

Conflicts of Interest

The author declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



К проблеме разрушения инструмента при получении неразъемных соединений толстостенных заготовок алюминиевых сплавов сваркой трением с перемешиванием

Кирилл Калашиников^{1, a, *}, Андрей Чумаевский^{1, b}, Татьяна Калашикова^{1, c},
Алексей Иванов^{1, d}, Валерий Рубцов^{1, e}, Евгений Колубаев^{1, f}, Владимир Бакшаев^{2, g}

¹ Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, пр. Академический, 2/4, г. Томск, 634055, Россия

² ЗАО «Чебоксарское предприятие «Сеспель», ул. Ленинградская 36, г. Чебоксары, 428021, Чувашская республика, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-0286-7156>,  kkn@ispms.tsc.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-1983-4385>,  tch7av@gmail.com,

^c  <https://orcid.org/0000-0002-0388-4011>,  gelombang@ispms.tsc.ru, ^d  <https://orcid.org/0000-0001-8959-8499>,  ivan@ispms.tsc.ru,

^e  <https://orcid.org/0000-0003-0348-1869>,  rvy@ispms.tsc.ru, ^f  <https://orcid.org/0000-0001-7288-3656>,  eak@ispms.tsc.ru,

^g  <https://orcid.org/0000-0001-9777-0164>,  bakshaeva@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 539.24:539.4.012.1:621.791.14

История статьи:

Поступила: 15 июня 2021
Рецензирование: 30 июня 2021
Принята к печати: 30 июля 2021
Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Сварка трением с перемешиванием
Сварочный инструмент
Алюминиевый сплав
Разрушение

Финансирование:

Работа выполнена в рамках комплексного проекта «Создание производства высокотехнологичного крупногабаритного оборудования интеллектуальной адаптивной сварки трением с перемешиванием для авиакосмической и транспортной отраслей РФ» (соглашение о предоставлении субсидии от 22.11.2019 № 075-11-2019-033), реализуемого ЗАО «Чебоксарское предприятие «Сеспель», НГТУ и ИФПМ СО РАН при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках постановления Правительства РФ от 09.04.2010 № 218.

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

Для цитирования: К проблеме разрушения инструмента при получении неразъемных соединений толстостенных заготовок алюминиевых сплавов сваркой трением с перемешиванием / К.Н. Калашиников, А.В. Чумаевский, Т.А. Калашикова, А.Н. Иванов, В.Е. Рубцов, Е.А. Колубаев, В.А. Бакшаев // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 72–83. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-72-83.

*Адрес для переписки

Калашиников Кирилл Николаевич, м.н.с.

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН,
пр. Академический, 2/4,
634055, г. Томск, Россия

Тел.: 8 (382) 228-68-63, e-mail: kkn@ispms.tsc.ru

АННОТАЦИЯ

Введение. Среди технологий изготовления корпусов ракет и летательных аппаратов, морских судов и автомобилей в настоящее время все большее внимание уделяется технологии сварки трением с перемешиванием (СТП). В первую очередь использование данной технологии необходимо там, где требуется выполнять получение неразъемных соединений из высокопрочных алюминиевых сплавов. При этом особенное внимание необходимо уделять сварке толстостенных заготовок, так как неразъемные соединения толщиной 30,0 мм и выше являются целевыми изделиями в ракетно-космической и авиационной отраслях промышленности, но в то же время наиболее подвержены формированию дефектов ввиду неравномерного распределения тепла по высоте заготовки, что может привести к нарушению адгезионного взаимодействия свариваемого металла с инструментом и даже привести к разрушению сварочного инструмента. **Целью данной работы** являлось выявление закономерностей разрушения сварочного инструмента в зависимости от параметров процесса сварки трением с перемешиванием неразъемных соединений алюминиевого сплава АМг5 толщиной 35,0 мм. В работе были использованы следующие **методы исследований:** изготовление неразъемных соединений проводилось методом сварки трением с перемешиванием, изготовление образцов для исследований выполнялось методом электроэрозионной резки, исследование образцов выполнялось с использованием методов оптической металлографии. **Результаты и обсуждение.** В результате проведенных исследований обнаружено, что в образцах алюминиевого сплава толщиной 35,0 мм формируется неоднородная структура по высоте шва, в которой отчетливо выделяются зона влияния плеч инструмента и зона влияния пина, в которой формируются отдельные завихрения материала шва, обусловленные наличием канавок на поверхности инструмента. Показано, что зона влияния плеч наиболее подвержена формированию дефектов туннельного типа из-за низкого нагружающего усилия и высоких скоростей сварки. Выявлено, что разрушение инструмента происходит по касательной к поверхности канавок инструмента за счет высокой нагрузки инструмента и высоких скоростей сварки.

Введение

Сварка трением с перемешиванием (СТП) – процесс, при котором соединение заготовок различных материалов (таких как алюминиевые и титановые сплавы, бронзы, стали и др.) происходит без образования жидкой фазы [1 – 3]. Процесс сварки осуществляется путем внедрения специального вращающегося инструмента под нагрузкой в стык двух жестко закрепленных заготовок, который, перемещаясь вдоль стыка, формирует сварное соединение. Ключевым преимуществом данного метода является то, что инструмент разогревает материал заготовок до температуры порядка 0,6...0,8 от температуры плавления, благодаря чему материал пластифицируется, фрагментируется и за счет адгезионного взаимодействия захватывается инструментом и послойно переносится, образуя сварной шов [4–6]. При этом в зависимости от свариваемого сплава инструменты могут быть изготовлены из быстрорежущих сталей [7, 8], жаропрочных никелевых сплавов [9] и других материалов, чтобы обеспечить как способность инструмента выдерживать тепловые условия процесса, так и оптимальное адгезионно-диффузионное взаимодействие для формирования зоны перемешивания. Благодаря тому что процесс происходит в твердой фазе, он нашел наибольшее применение в авиационной и ракетно-космической отраслях промышленности, в частности, для сварки высокопрочных алюминиевых сплавов [10, 11]. Но в большинстве случаев для изготовления деталей авиационно-космического назначения требуется сварка толстостенных сварных заготовок с последующим фрезерованием, чтобы обеспечить максимально прочную и жесткую конструкцию. В связи с этим возникает проблема, связанная с получением качественных сварных соединений толщиной 30,0 и более миллиметров: температурное воздействие инструмента в зоне сварки неравномерно, из-за чего требуется контролировать параметры СТП, а также подбирать оптимальную форму сварочного инструмента [12]. Например, в работе [13] показано, что при сварке толстостенной заготовки размер зерна в зоне перемешивания изменяется при удалении от верхнего края сварного шва, что приводит к уменьшению микротвердости от верхнего края к нижнему. Помимо этого в работе [14] были

сделаны попытки оптимизации нагрева свариваемого материала заготовок толщиной до 25,0 мм за счет предварительного нагрева с использованием специально разработанной подложки и лазерного нагревающего устройства. Однако дополнительный нагрев оказывает влияние и на выбор параметров сварки. В результате неоптимально выбранных параметров в сварном соединении могут сформироваться дефекты, такие как пустоты, дефекты туннельного типа и стыковые линии, а также существует вероятность разрушения сварочного инструмента [15–20]. Таким образом, в настоящей работе было проведено исследование неразъемных соединений алюминиевого сплава АМг5 толщиной 35,0 мм, изготовленных методом сварки трением с перемешиванием, для выявления закономерностей формирования дефектов зоны перемешивания и разрушения сварочного инструмента в зависимости от параметров процесса СТП.

Методика исследований

Образцы для исследований были получены на специальном оборудовании для сварки трением с перемешиванием в ЗАО «Чебоксарское предприятие “Сеспель”», г. Чебоксары, Россия. Для изготовления неразъемных соединений были использованы сварочные инструменты из быстрорежущей стали с плечами диаметром 50 мм и подвижным пином длиной до 35 мм. Пин инструмента имел коническую форму с винтовыми канавками и тремя лысками под углом 120°. Сварка образцов проводилась в четырех режимах, представленных в таблице. Схема сварки трением с перемешиванием с разрушением инструмента и схема вырезки образцов для исследований показаны на рис. 1. Полученные неразъемные соединения подвергались электроэрозионной резке для получения исследовательских образцов в продольном и поперечном сечении сварного шва с использованием станка DK7750. Образцы для металлографических исследований были отшлифованы на абразивной бумаге, отполированы с использованием алмазной пасты и подвергнуты химическому травлению в реактиве Келлера для выявления микроструктуры материала.

Образцы материала с застрявшим в зоне перемешивания инструментом дополнительно

Параметры сварки трением с перемешиванием Friction stir welding parameters

Номер образца / Sample number	Нагружающее усилие P , кг / Loading force P , kg	Скорость перемещения инструмента, V , мм/мин / Tool travel speed, V , mm/min	Скорость вращения инструмента, ω , об/мин / Tool rotation rate, ω , rpm	Угол наклона инструмента, град / Tool pitch angle, Deg
1	3700	60	300	2,5
2	3900	65	300	2,5
3	4100	60	280	2,5
4	4100	60	260	2,5

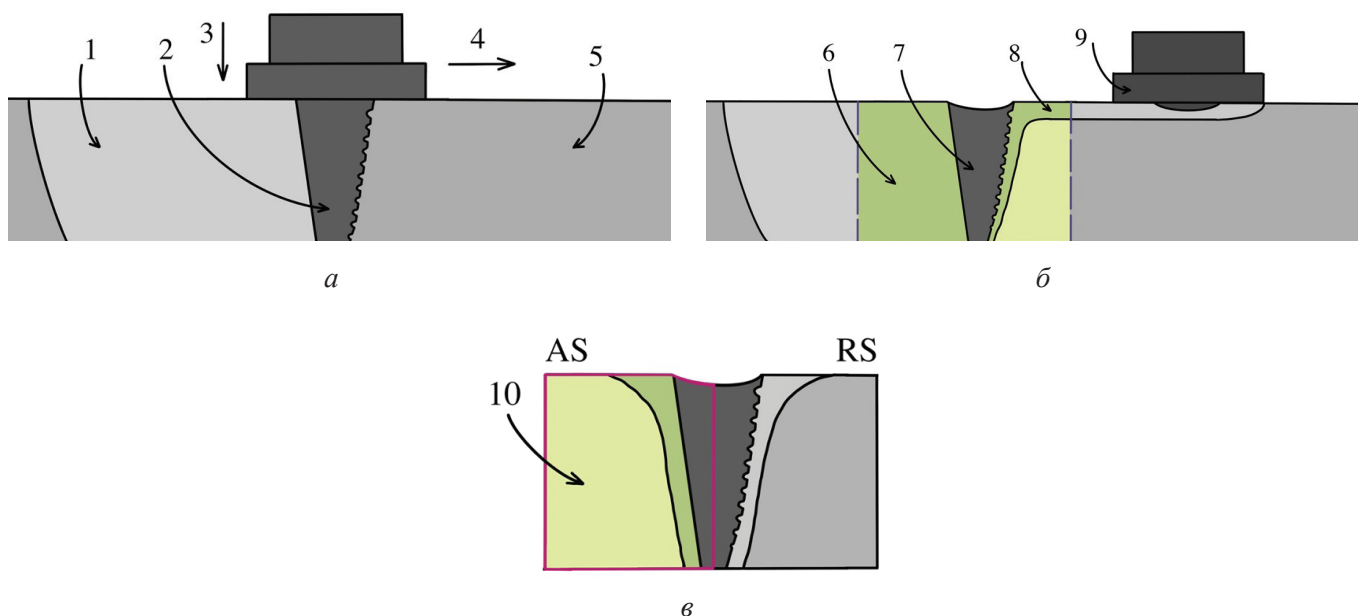


Рис. 1. Схема сварки трением с перемешиванием в продольном сечении (а), вырезки металлографических образцов после разрушения инструмента в продольном сечении (б) и поперечном сечении (в):

1 – зона перемешивания; 2 – пин инструмента; 3 – нагружающее усилие инструмента; 4 – направление перемещения инструмента; 5 – основной металл; 6 – продольный металлографический шлиф; 7 – застрявший обломок инструмента; 8 – зона перемешивания оставшейся части инструмента; 9 – оставшаяся часть инструмента; 10 – поперечный металлографический шлиф

Fig. 1. Scheme of friction stir welding in the longitudinal section (a), cutting of metallographic samples after tool destruction in the longitudinal section (b) and transverse section (c):

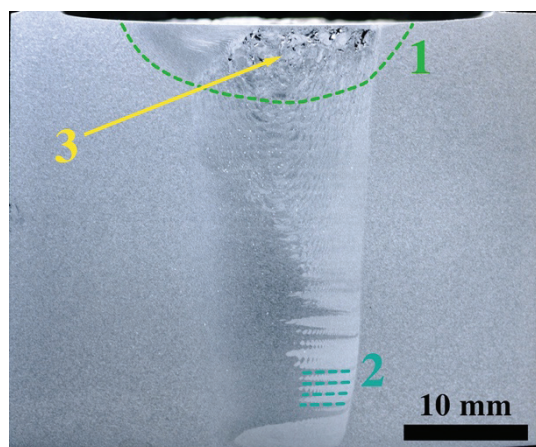
1 – stir zone; 2 – tool pin; 3 – tool loading force; 4 – direction of tool movement; 5 – base metal; 6 – longitudinal metallographic section; 7 – a stuck piece of tool; 8 – stir zone of remaining tool part; 9 – remaining tool part; 10 – transverse metallographic section

травились в водном растворе азотной кислоты HNO_3 . Металлографические исследования проводились на оптическом микроскопе Альтами MET 1С.

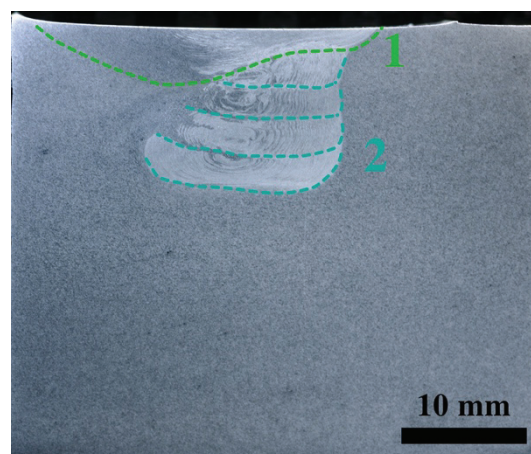
Результаты и их обсуждение

В результате методом сварки трением с перемешиванием были получены образцы сварных

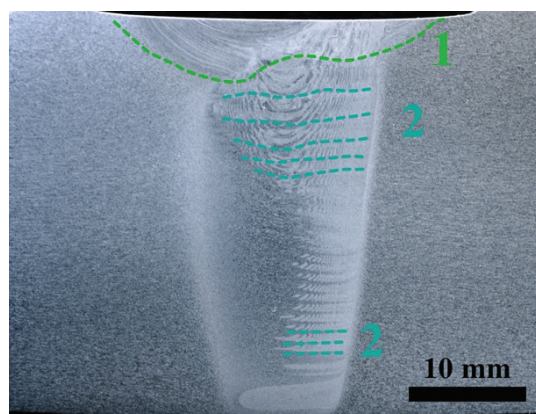
соединений с использованием четырех режимов, отличающихся нагружающим усилием и скоростями сварки (скоростью перемещения и скоростью вращения инструмента). На рис. 2 показаны панорамные изображения зоны перемешивания образцов в поперечном сечении. При сварке образцов 2 и 4 произошло разрушение инструмента, причем в образце 2 – на ранней стадии процесса. В связи с этим на рис. 2, б по-



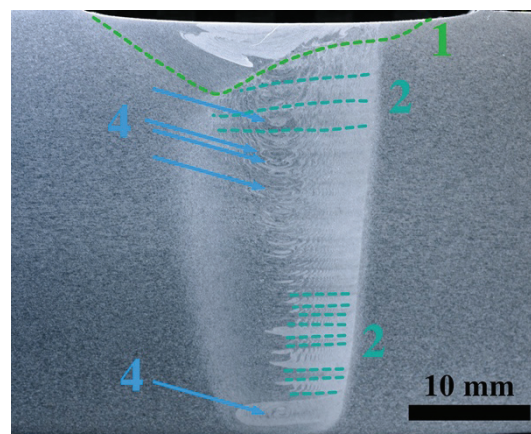
а



б



в



г

Рис. 2. Панорамные изображения зоны перемешивания сварных соединений, полученных по режимам 1 (а), 2 (б), 3 (в) и 4 (г) в поперечном сечении:

1 – зона влияния плеч инструмента; 2 – зоны перемешивания, образованные канавками инструмента; 3 – дефекты сварного соединения; 4 – ядра сварного соединения, сформированные локальными потоками материала

Fig. 2. Panoramic images of the stir zone of welded joints produced by modes 1 (а), 2 (б), 3 (в) and 4 (г) in cross-section:

1 – tool shoulder affected zone; 2 – stir zones formed by tool grooves; 3 – defects of the welded joint; 4 – weld cores formed by local material flows

казано поперечное сечение в зоне после поломки инструмента.

Как видно из рисунка, образец 1, полученный при высоких скоростях сварки, имеет наиболее узкую зону перемешивания, в то время как в образцах 3 и 4 зона перемешивания более широкая, с отчетливо различающимися зоной влияния плеч инструмента и концентрическими кольцами, также известными как «луковые кольца», составляющими ядро сварного соединения [21]. Стоит отметить, что в отличие от сварных соединений толщиной до 10 мм формируется не цельное ядро шва, а большое количество мелких ядер.

Такой характер формирования зоны перемешивания обусловлен неравномерностью нагрева материала шва по высоте [14], что приводит к неоднородности адгезионного взаимодействия материала со свариваемым инструментом. В результате слой переноса разбивается на более мелкие слои, в основном переносимые канавками инструмента, что отчетливо видно на рис. 2, в, г: в нижней части сварного шва выделяются полосы отдельно перенесенного материала, которые тем не менее имеют периодический характер.

Из рис. 2, а видно, что в образце 1 в зоне влияния плеч инструмента сформировалась струк-

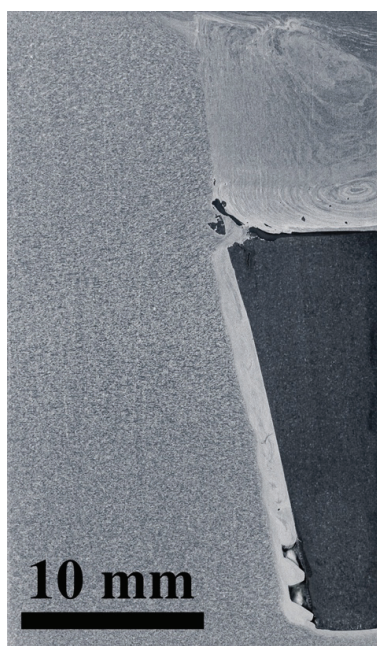
тура с дефектами туннельного типа и пустотами. Высокие скорости сварки при относительно низком нагружающем усилии привели к тому, что в верхней части образца тепловые условия формирования слоев переноса были нарушены. В свою очередь, это повлекло за собой ухудшение адгезионного взаимодействия в процессе сварки. Однако в данном случае разрушения инструмента не произошло, тогда как при сварке образца 2, полученного при более высоких нагружающем усилии и скорости перемещения, разрушение произошло на начальном этапе сварки. На рис. 3 показан обломок инструмента в образце 2 и продольное сечение зоны перемешивания, сформированной оставшейся частью инструмента.

Как видно из рис. 3, увеличение нагрузки позволило устранить дефект в зоне под плечами инструмента, но, вероятно, повысило сопротивление основного металла инструменту при перемещении в процессе сварки. Рис. 3, б, выполненный в продольном сечении образца, подтверждает влияние канавок инструмента на формирование отдельных потоков материала вокруг

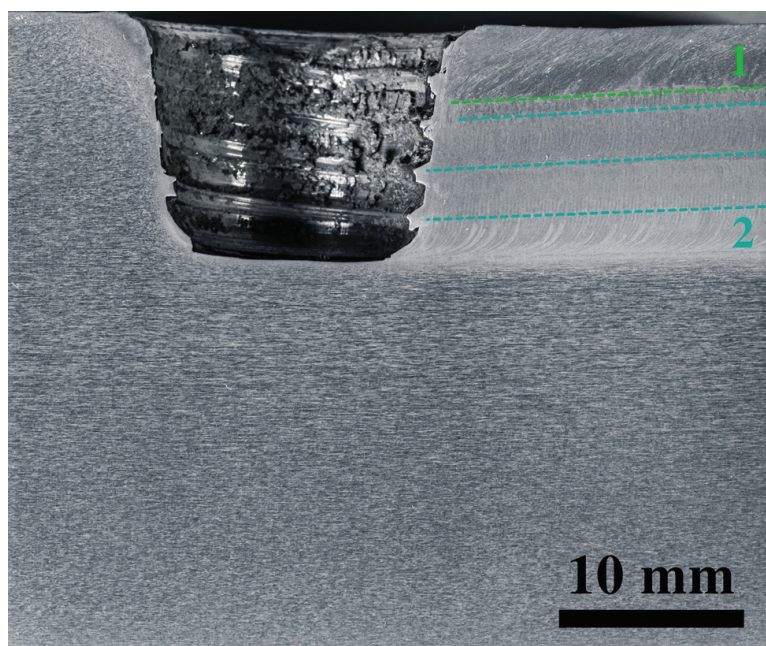
инструмента. Следовательно, локальные потоки металла воздействуют на зону канавок и создают там напряжения, касательные к их поверхности.

В образце 4, изготовленном при высоком нагружающем усилии, но более низких скоростях перемещения и вращения инструмента, наблюдается аналогичная картина. Из рис. 4 видно, что до разрушения инструмента зона перемешивания формировалась отдельными потоками материала, образованными плечами (1, рис. 4, а) и канавками инструмента, при этом высота слоев переноса уменьшается к середине сварного шва 3 и снова немного возрастает к нижней части 4. Таким образом, действие локальных потоков материала в области канавок инструмента протекает независимо от выбранного режима, но его интенсивность определяется как нагружающим усилием, так и скоростями сварки.

При этом образец 3, изготовленный при нагружающем усилии и скорости перемещения инструмента как у образца 4 (4100 кг и 60 мм/мин соответственно), но при большей скорости вращения (280 об/мин против 260 об/мин) демон-



а



б

Рис. 3. Поперечное сечение образца 2 с застрявшим обломком инструмента (а) и продольное сечение образца 2 в зоне выхода инструмента (б):

1 – зона перемешивания, сформированная плечами инструмента; 2 – зоны перемешивания, образованные канавками инструмента

Fig. 3. Cross-section of sample No. 2 with the stuck piece of tool (а) and longitudinal cross-section of sample No. 2 in the tool outlet zone (б):

1 – stir zone formed by tool shoulders; 2 – stir zones formed by tool grooves

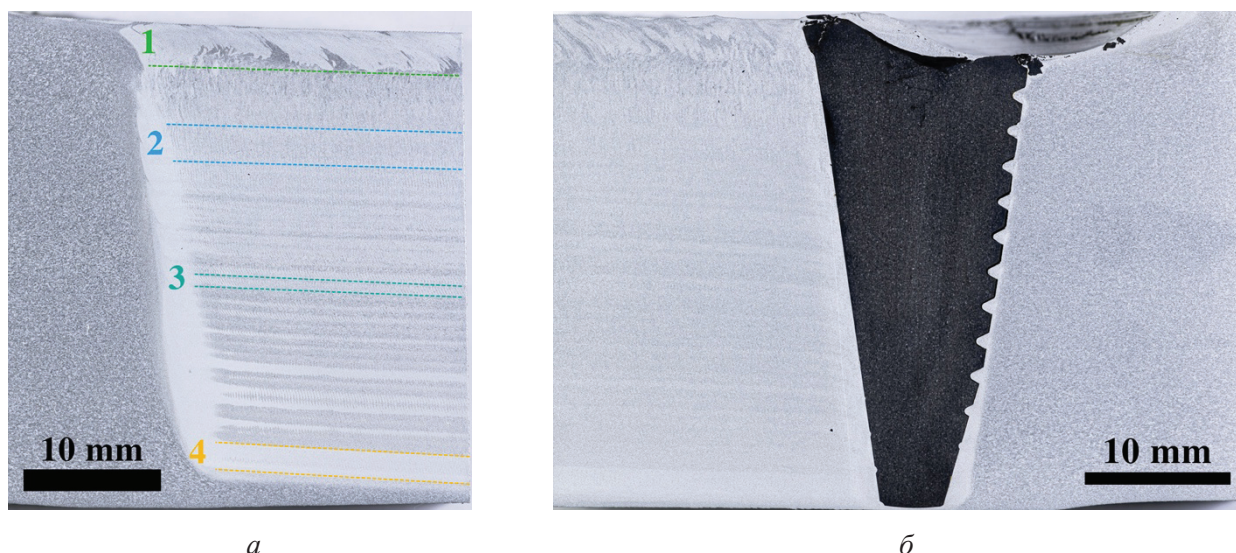


Рис. 4. Продольное сечение образца 4 с застрявшим обломком инструмента в начале (а) и конце сварного шва (б):

1 – зона перемешивания плечами инструмента; зона перемешивания, образованная канавкой инструмента; 2 – в верхней части шва; 3 – в середине шва; 4 – в нижней части шва

Fig. 4. Longitudinal cross-section of sample No. 4 with the stuck piece of tool at the beginning (a) and the end of the weld (b):

1 – stir zone formed by tool shoulders; stir zone formed by tool groove; 2 – in the upper part of the weld; 3 – in the middle of the weld; 4 – in the lower part of the weld

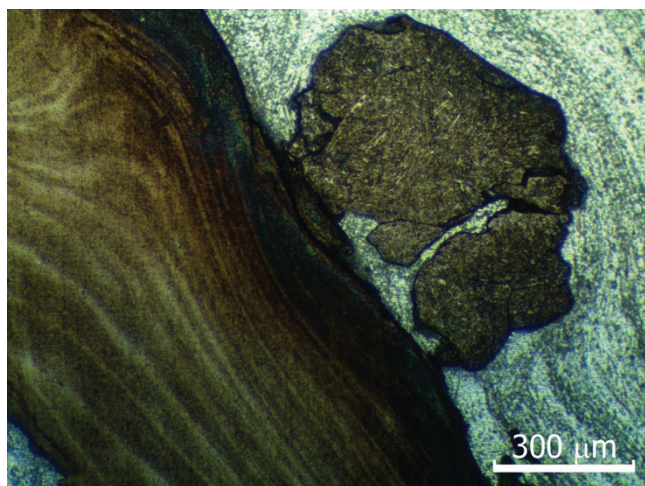
стрирует как отсутствие каких-либо дефектов сварного шва, так и полностью заверченный процесс сварки без разрушения сварочного инструмента.

После поломки инструмента на застрявшей части наблюдается наличие сильно деформированной зоны, представленной слоистой структурой (рис. 5, в), причем чем ближе к области контакта между застрявшей и оставшейся частью инструмента, тем расслоение материала становится более интенсивным и сопровождается формированием трещин, параллельных плоскости расслоения. При этом в области, расположенной ниже зоны расслоения, происходит распространение трещин в глубь инструмента, протяженность которых может достигать 20 мм и более (рис. 5, б, в). В результате взаимного износа при фрикционном контакте в зону перемешивания замешиваются включения осколков инструмента двух типов: включения, имеющие структуру сильно деформированной слоистой области, и включения со структурой недеформированного материала инструмента (рис. 1, а). Очевидно, что такие включения являются продуктами износа инструмента, при этом в процессе износа оставшаяся (подвижная) часть

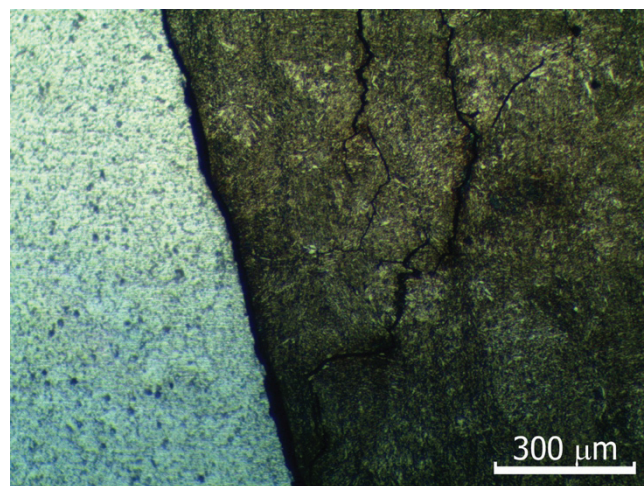
инструмента не претерпевает значительной пластической деформации, необходимой для изменения структуры материала.

Из панорамного изображения (рис. 4, б) и увеличенного изображения (рис. 5, з) можно заметить, что неоднородность температурного воздействия оказывает значительное влияние на фрагментацию материала и формирование слоев переноса в зоне перед инструментом в процессе сварки трением с перемешиванием. Результатом такой неоднородности является изменение ширины зоны первично фрагментированного материала. Так, в верхней части инструмента ширина данной зоны минимальна и составляет всего 0,22 мм до поверхности инструмента, тогда как в нижней части инструмента ее ширина возрастает до 1,28 мм. Из рис. 4, б можно сделать вывод, что глубина канавок инструмента влияет на фрагментацию материала при сварке, так как там, где глубина канавок максимальна, ширина зоны первично фрагментированного материала минимальна. В то же время в нижней части, где наблюдается наибольшая толщина зоны фрагментации, глубина канавок минимальная.

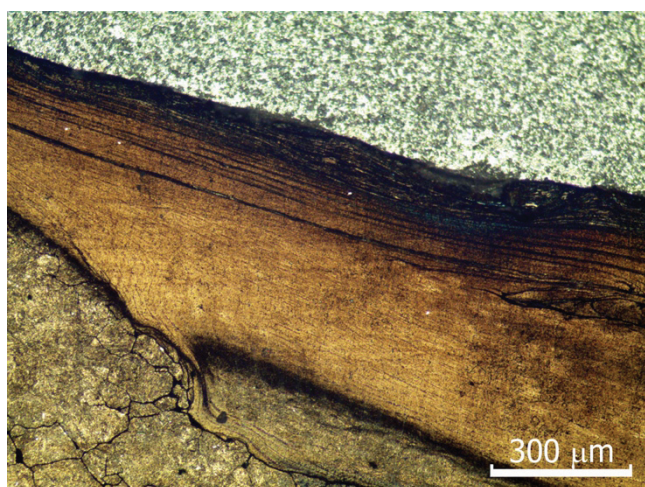
Из рис. 4 видно, что разрушение инструмента в образце 4 произошло в верхней части, т. е. в той



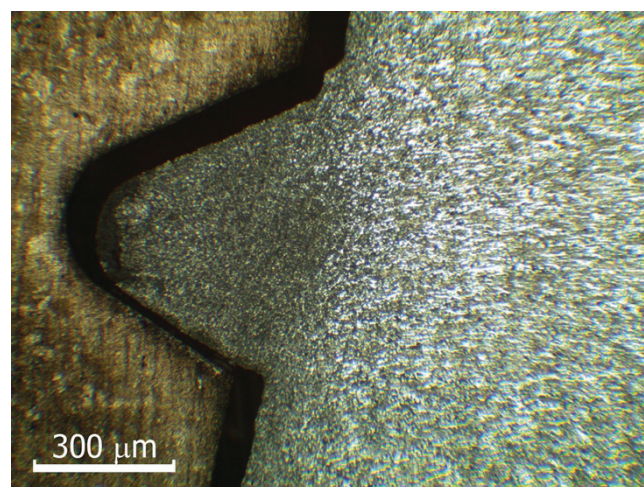
a



б



в



г

Рис. 5. Увеличенные изображения обломков инструмента в образце 2 (*a, б*) и в образце 4 (*в, г*)

Fig. 5. Magnified images of the tool fragments in the sample No. 2 (*a, б*) and in sample No. 4 (*в, г*)

зоне, где температурное воздействие инструмента на материал минимально. При этом излом инструмента имеет сферическую форму. Как было обсуждено выше, локальные потоки материала оказывают сопротивление движению инструмента в области канавок, увеличивая тем самым касательные напряжения в этих зонах [22]. Форма поверхности излома инструмента и низкая интенсивность фрагментации и пластификации материала в зоне перед инструментом привели к тому, что напряжения, действующие по касательной к поверхности канавки под плечами инструмента, достигли некоего критического значения, в результате чего началось формирование трещины, которая и привела к разрушению инструмента. Вероятно, в образце 2 процесс разрушения протекал по аналогичному сценарию. Однако в данном случае разрушение произошло

в середине сварного шва, что может быть обусловлено тем, что в данной области формируются наиболее узкие по высоте локальные потоки перенесенного материала (как показано на рис. 4, в поперечном сечении шва).

Таким образом, на устойчивость процесса сварки трением с перемешиванием и сварочного инструмента при получении неразъемных соединений толщиной 35 мм серьезное влияние оказывают как скорости сварки, так и нагружающее усилие на инструмент. При низком нагружающем усилии, но высоких скоростях сварки формируется дефектное сварное соединение с наличием дефектов туннельного типа в зоне влияния плеч инструмента в связи с ухудшением адгезионного взаимодействия свариваемого материала с инструментом. Увеличение нагрузки позволяет устранить дефект, но при высоких



скоростях сварки приводит к поломке инструмента за счет увеличения сопротивления материала движению инструмента и формирования узких локальных потоков материала, обусловленных формой инструмента. Для того чтобы стабилизировать влияние параметров, нагрузка на инструмент была увеличена, а скорости процесса снижены, что позволило получить бездефектное сварное соединение без разрушения инструмента. Однако дальнейшее снижение скорости вращения снова приводит к разрушению инструмента, в связи с тем что заданная скорость не обеспечивает требуемых тепловых условий сварки в зоне перемешивания, за счет чего в верхней части шва ширина зоны первично фрагментированного и пластифицированного материала очень мала, что также приводит к возрастанию сопротивления свариваемого материала инструменту.

Выводы

Таким образом, в результате проведенных исследований удалось подобрать оптимальный режим получения неразъемного соединения алюминиевого сплава АМг5 толщиной 35 мм методом сварки трением с перемешиванием, а также установить зависимости формирования дефектов и разрушения инструмента от параметров процесса сварки. Было обнаружено, что нагружающее усилие инструмента является определяющим фактором для формирования дефектов туннельного типа и пустот в зоне под плечами инструмента. На разрушение инструмента влияют как нагружающее усилие, так и скорости перемещения и вращения инструмента, но основным параметром в данном случае является скорость вращения. При избыточно высокой скорости вращения происходит разрушение инструмента в средней части шва, где происходит образование локальных объемов перенесенного материала канавками инструмента. При низкой скорости вращения инструмента разрушение происходит в зоне под плечами инструмента, что обусловлено неоднородным температурным воздействием в процессе сварки. При этом в обоих случаях разрушение инструмента происходит по касательной к поверхности канавки инструмента, так как углубления на поверхности инструмента испыты-

вают наибольшие касательные напряжения, вызванные повышенным сопротивлением свариваемого материала инструменту.

Список литературы

1. Mishra R.S., Ma Z.Y. Friction stir welding and processing // *Materials Science and Engineering: R: Reports*. – 2005. – Vol. 50, iss. 1. – P. 1–78. – DOI: 10.1016/j.mser.2005.07.001.
2. Friction stir welding of aluminium alloys / P.L. Threadgill, A.J. Leonard, H.R. Shercliff, P.J. Withers // *International Materials Reviews*. – 2009. – Vol. 54, iss. 2. – P. 49–93. – DOI: 10.1179/174328009X411136.
3. Yu P., Wu C., Shi L. Analysis and characterization of dynamic recrystallization and grain structure evolution in friction stir welding of aluminum plates // *Acta Materialia*. – 2021. – Vol. 207. – P. 116692. – DOI: 10.1016/j.actamat.2021.116692.
4. Material transfer by friction stir processing / A.A. Eliseev, T.A. Kalashnikova, A.V. Filippov, E.A. Kolubaev // *Multiscale Biomechanics and Tribology of Inorganic and Organic Systems: In memory of Professor Sergey Psakhie* / ed. by G.-P. Ostermeyer, V.L. Popov, E.V. Shilko, O.S. Vasiljeva. – Cham: Springer International Publishing, 2021. – P. 169–188. – DOI: 10.1007/978-3-030-60124-9_8.
5. Friction stir welding of copper: numerical modeling and validation / P. Sahlot, A.K. Singh, V.J. Badheka, A. Arora // *Transactions of the Indian Institute of Metals*. – 2019. – Vol. 72, iss. 5. – P. 1339–1347. – DOI: 10.1007/s12666-019-01629-9.
6. Hwang Y.M., Fan P.L., Lin C.H. Experimental study on friction stir welding of copper metals // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2010. – Vol. 210, iss. 12. – P. 1667–1672. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.05.019.
7. Studies on effect of tool design and welding parameters on the friction stir welding of dissimilar aluminium alloys AA 5052 – AA 6061 / V. RajKumar, M. VenkateshKannan, P. Sadeesh, N. Arivazhagan, K.D. Ramkumar // *Procedia Engineering*. – 2014. – Vol. 75. – P. 93–97. – DOI: 10.1016/j.proeng.2013.11.019.
8. Tarasov S.Y., Rubtsov V.E., Kolubaev E.A. A proposed diffusion-controlled wear mechanism of alloy steel friction stir welding (FSW) tools used on an aluminum alloy // *Wear*. – 2014. – Vol. 318, iss. 1. – P. 130–134. – DOI: 10.1016/j.wear.2014.06.014.
9. Wear of ZhS6U nickel superalloy tool in friction stir processing on commercially pure titanium / A. Amirov, A. Eliseev, E. Kolubaev, A. Filippov, V. Rubtsov // *Metals*. – 2020. – Vol. 10, iss. 6. – DOI: 10.3390/met10060799.
10. Burford D., Widener C., Tweedy B. Advances in friction stir welding for aerospace applications //

6th AIAA Aviation Technology, Integration and Operations Conference (ATIO). – Reston, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2006. – DOI: 10.2514/6.2006-7730.

11. Development of friction stir welding technologies for in-space manufacturing / W.R. Longhurst, C.D. Cox, B.T. Gibson, G.E. Cook, A.M. Strauss, I.C. Wilbur, B.E. Osborne // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2017. – Vol. 90, iss. 1. – P. 81–91. – DOI: 10.1007/s00170-016-9362-1.

12. Design and optimization of friction stir welding tool / M. Aissani, S. Gachi, F. Boubenider, Y. Benkedda // Materials and Manufacturing Processes. – 2010. – Vol. 25, iss. 11. – P. 1199–1205. – DOI: 10.1080/10426910903536733.

13. *Avettand-Fenoel M.-N., Taillard R.* Heterogeneity of the nugget microstructure in a thick 2050 Al friction-stirred weld // Metallurgical and Materials Transactions: A. – 2015. – Vol. 46, iss. 1. – P. 300–314. – DOI: 10.1007/s11661-014-2638-x.

14. Friction stir welding of thick aluminium welds—challenges and perspectives / M. Imam, Y. Sun, H. Fujii, Y. Aoki, N. MA, S. Tsutsumi, H. Murakawa // Friction Stir Welding and Processing IX / ed. by Y. Hovanski, R. Mishra, Y. Sato, P. Upadhyay, D. Yan. – Cham: Springer, 2017. – P. 119–124. – DOI: 10.1007/978-3-319-52383-5_13.

15. *Das B., Pal S., Bag S.* Defect detection in friction stir welding process using signal information and fractal theory // Procedia Engineering. – 2016. – Vol. 144. – P. 172–178. – DOI: 10.1016/j.proeng.2016.05.021.

16. Friction stir welding of dissimilar aluminum alloys AA2219 to AA5083 – Optimization of process pa-

rameters using Taguchi technique / M. Koilraj, V. Sundareswaran, S. Vijayan, S.R. Koteswara Rao // Materials and Design. – 2012. – Vol. 42. – P. 1–7. – DOI: 10.1016/j.matdes.2012.02.016.

17. Investigation of weld defects in friction-stir welding and fusion welding of aluminium alloys / P. Kah, R. Rajan, J. Martikainen, R. Suoranta // International Journal of Mechanical and Materials Engineering. 2015. – Vol. 10, iss. 1. – P. 26. – DOI: 10.1186/s40712-015-0053-8.

18. *Al-Moussawi M., Smith A.J.* Defects in friction stir welding of steel // Metallography, Microstructure, and Analysis. – 2018. – Vol. 7, iss. 2. – P. 194–202. – DOI: 10.1007/s13632-018-0438-1.

19. *Wang G., Zhao Y., Hao Y.* Friction stir welding of high-strength aerospace aluminum alloy and application in rocket tank manufacturing // Journal of Materials Science and Technology. – 2018. – Vol. 34, iss. 1. – P. 73–91. – DOI: 10.1016/j.jmst.2017.11.041.

20. *Dialami N., Cervera M., Chiumenti M.* Defect formation and material flow in Friction Stir Welding // European Journal of Mechanics: A, Solids. – 2020. – Vol. 80. – P. 103912. – DOI: 10.1016/j.euromechsol.2019.103912.

21. *Chen Z.W., Cui S.* On the forming mechanism of banded structures in aluminium alloy friction stir welds // Scripta Materialia. – 2008. – Vol. 58, iss. 5. – P. 417–420. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2007.10.026.

22. *Ávila R.E.* A variational model for shear stress in friction stir welding based on the weld shape in transverse sections // Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering. – 2006. – Vol. 14, iss. 4. – P. 689–702. – DOI: 10.1088/0965-0393/14/4/011.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



On the problem of tool destruction when obtaining fixed joints of thick-walled aluminum alloy blanks by friction welding with mixing

Kirill Kalashnikov^{1, a, *}, Andrey Chumaevskii^{1, b}, Tatiana Kalashnikova^{1, c}, Aleksey Ivanov^{1, d},
 Valery Rubtsov^{1, e}, Evgeny Kolubaev^{1, f}, Vladimir Bakshaev^{2, g}

¹ Institute of Strength Physics and Materials Science of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences, 2/4 pr. Akademicheskii, Tomsk, 634055, Russian Federation

² SESPEL Cheboksary enterprise, CJSC, 36 Leningradskaya st., Cheboksary, 428021, Chuvash Republic, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-0286-7156>, kkn@ispms.tsc.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-1983-4385>, tch7av@gmail.com,
^c <https://orcid.org/0000-0002-0388-4011>, gelombang@ispms.tsc.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0001-8959-8499>, ivan@ispms.tsc.ru,
^e <https://orcid.org/0000-0003-0348-1869>, rvy@ispms.tsc.ru, ^f <https://orcid.org/0000-0001-7288-3656>, eak@ispms.tsc.ru,
^g <https://orcid.org/0000-0001-9777-0164>, bakshaeva@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 15 June 2021

Revised: 30 June 2021

Accepted: 30 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Friction stir welding

Welding tool

Aluminum alloy

Destruction

Funding

The results were obtained in the framework of the Integrated Project "Establishment of production of high-tech large-sized equipment for intelligent adaptive friction stir welding for the aerospace and transport industries of the Russian Federation" (Agreement No. 075-11-2019-033 dated November 22, 2019) implemented by the NSTU and ISPMS SB RAS at the financial support of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation as part of Decree of the Government of the Russian Federation No. 218 dated April 09, 2010.

Acknowledgements

Research were conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials".

ABSTRACT

Introduction. Among the technologies for manufacturing rocket and aircraft bodies, marine vessels, and vehicles, currently, more and more attention is paid to the technology of friction stir welding (FSW). First of all, the use of this technology is necessary where it is required to produce fixed joints of high-strength aluminum alloys. In this case, special attention should be paid to welding thick-walled blanks, as fixed joints with a thickness of 30.0 mm or more are the target products in the rocket-space and aviation industries. At the same time, it is most prone to the formation of defects due to uneven heat distribution throughout the height of the blank. It can lead to a violation of the adhesive interaction between the weld metal and the tool and can even lead to a destruction of the welding tool. The **purpose of this work** is to reveal regularities of welding tool destruction depending on parameters of friction stir welding process of aluminum alloy AA5056 fixed joints with a thickness of 35.0 mm. Following **research methods** were used in the work: the obtaining of fixed joints was carried out by friction welding with mixing, the production of samples for research was carried out by electric erosion cutting, the study of samples was carried out using optical metallography methods. **Results and discussion.** As a result of performed studies, it is revealed that samples of aluminum alloy with a thickness of 35.0 mm have a heterogeneous structure through the height of weld. There are the tool shoulder effect zone and the pin effect zone, in which certain whirling of weld material caused by the presence of grooves on tool surface is distinctly distinguished. It is shown that the zone of shoulders effect is the most exposed to the formation of tunnel-type defects because of low loading force and high welding speeds. It is revealed that tool destruction occurs tangentially to the surface of the tool grooves due to the high tool load and high welding speeds.

For citation: Kalashnikov K.N., Chumaevskii A.V., Kalashnikova T.A., Ivanov A.N., Rubtsov V.E., Kolubaev E.A., Bakshaev V.A. On the problem of tool destruction when obtaining fixed joints of thick-walled aluminum alloy blanks by friction welding with mixing. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 72–83. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-72-83. (In Russian).

* Corresponding author

Kalashnikov Kirill N., Junior Research Officer
 Institute of Strength Physics and Materials Science
 of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences,
 2/4, pr. Akademicheskii,
 634055, Tomsk, Russian Federation
Tel.: 8 (382) 228-68-63, **e-mail:** kkn@ispms.tsc.ru

References

1. Mishra R.S., Ma Z.Y. Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering: R: Reports*, 2005, vol. 50, iss. 1, pp. 1–78. DOI: 10.1016/j.mser.2005.07.001.
2. Threadgill P.L., Leonard A.J., Shercliff H.R., Withers P.J. Friction stir welding of aluminium alloys. *International Materials Reviews*, 2009, vol. 54, iss. 2, pp. 49–93. DOI: 10.1179/174328009X411136.
3. Yu P., Wu C., Shi L. Analysis and characterization of dynamic recrystallization and grain structure evolution in friction stir welding of aluminum plates. *Acta Materialia*, 2021, vol. 207, p. 116692. DOI: 10.1016/j.actamat.2021.116692.
4. Eliseev A.A., Kalashnikova T.A., Filippov A.V., Kolubaev E.A. Material transfer by friction stir processing. Multiscale biomechanics and tribology of inorganic and organic systems: in memory of Professor Sergey Psakhie. Ed. by G.-P. Ostermeyer, V.L. Popov, E.V. Shilko., O.S. Vasiljeva. Cham, Springer International Publishing, 2021, pp. 169–188. DOI: 10.1007/978-3-030-60124-9_8.
5. Sahlot P., Singh A.K., Badheka V.J., Arora A. Friction stir welding of copper: numerical modeling and validation. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2019, vol. 72, iss. 5, pp. 1339–1347. DOI: 10.1007/s12666-019-01629-9.
6. Hwang Y.M., Fan P.L., Lin C.H. Experimental study on friction stir welding of copper metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, vol. 210, iss. 12, pp. 1667–1672. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.05.019.
7. RajKumar V., VenkateshKannan M., Sadeesh P., Arivazhagan N., Ramkumar K.D. Studies on effect of tool design and welding parameters on the friction stir welding of dissimilar aluminium alloys AA 5052 – AA 6061. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 75, pp. 93–97. DOI: 10.1016/j.proeng.2013.11.019.
8. Tarasov S.Y., Rubtsov V.E., Kolubaev E.A. A proposed diffusion-controlled wear mechanism of alloy steel friction stir welding (FSW) tools used on an aluminum alloy. *Wear*, 2014, vol. 318, iss. 1, pp. 130–134. DOI: 10.1016/j.wear.2014.06.014.
9. Amirov A., Eliseev A., Kolubaev E., Filippov A., Rubtsov V. Wear of ZhS6U nickel superalloy tool in friction stir processing on commercially pure titanium. *Metals*, 2020, vol. 10, iss. 6, p. 799. DOI: 10.3390/met10060799.
10. Burford D., Widener C., Tweedy B. Advances in friction stir welding for aerospace applications. *6th AIAA Aviation Technology, Integration and Operations Conference (ATIO)*, Reston, Virginia, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2006. DOI: 10.2514/6.2006-7730.
11. Longhurst W.R., Cox C.D., Gibson B.T., Cook G.E., Strauss A.M., Wilbur I.C., Osborne B.E. Development of friction stir welding technologies for in-space manufacturing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, vol. 90, iss. 1, pp. 81–91. DOI: 10.1007/s00170-016-9362-1.
12. Aissani M., Gachi S., Boubenider F., Benkedda Y. Design and optimization of friction stir welding tool. *Materials and Manufacturing Processes*, 2010, vol. 25, iss. 11, pp. 1199–1205. DOI: 10.1080/10426910903536733.
13. Avettand-Fenoel M.-N., Taillard R. Heterogeneity of the nugget microstructure in a thick 2050 Al friction-stirred weld. *Metallurgical and Materials Transactions: A*, 2015, vol. 46, iss. 1, pp. 300–314. DOI: 10.1007/s11661-014-2638-x.
14. Imam M., Sun Y., Fujii H., Aoki Y., MA N., Tsutsumi S., Murakawa H. Friction stir welding of thick aluminium welds—challenges and perspectives. *Friction Stir Welding and Processing IX*. Ed. by Y. Hovanski, R. Mishra, Y. Sato, P. Upadhyay, D. Yan. Cham, Springer, 2017, pp. 119–124. DOI: 10.1007/978-3-319-52383-5_13.
15. Das B., Pal S., Bag S. Defect detection in friction stir welding process using signal information and fractal theory. *Procedia Engineering*, 2016, vol. 144, pp. 172–178. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.05.021.
16. Koilraj M., Sundareswaran V., Vijayan S., Koteswara Rao S.R. Friction stir welding of dissimilar aluminum alloys AA2219 to AA5083 – Optimization of process parameters using Taguchi technique. *Materials and Design*, 2012, vol. 42, pp. 1–7. DOI: 10.1016/j.matdes.2012.02.016.
17. Kah P., Rajan R., Martikainen J., Suoranta R. Investigation of weld defects in friction-stir welding and fusion welding of aluminium alloys. *International Journal of Mechanical and Materials Engineering*, 2015, vol. 10, iss. 1, p. 26. DOI: 10.1186/s40712-015-0053-8.
18. Al-Moussawi M., Smith A.J. Defects in friction stir welding of steel. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, 2018, vol. 7, iss. 2, pp. 194–202. DOI: 10.1007/s13632-018-0438-1.
19. Wang G., Zhao Y., Hao Y. Friction stir welding of high-strength aerospace aluminum alloy and application in rocket tank manufacturing. *Journal of Materials Science and Technology*, 2018, vol. 34, iss. 1, pp. 73–91. DOI: 10.1016/j.jmst.2017.11.041.



20. Dialami N., Cervera M., Chiumenti M. Defect formation and material flow in Friction Stir Welding. *European Journal of Mechanics: A, Solids*, 2020, vol. 80, p. 103912. DOI: 10.1016/j.euromechsol.2019.103912.
21. Chen Z.W., Cui S. On the forming mechanism of banded structures in aluminium alloy friction stir welds. *Scripta Materialia*, 2008, vol. 58, iss. 5, pp. 417–420. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2007.10.026.
22. Ávila R.E. A variational model for shear stress in friction stir welding based on the weld shape in transverse sections. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2006, vol. 14, iss. 4, pp. 689–702. DOI: 10.1088/0965-0393/14/4/011.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Синергетический подход к повышению эффективности управления процессами обработки на металлорежущих станках

Вилор Заковоротный ^а, Валерия Гвинджилия ^{б, *}

Донской государственный технический университет, пл. Гагарина, 1, г. Ростов-на-Дону, 344000, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0003-2187-9897>,  vzakovorotny@dstu.edu.ru, ^б  <https://orcid.org/0000-0003-1066-4604>,  sinedden@yandex.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.9:531.3

История статьи:

Поступила: 29 июня 2021
 Рецензирование: 17 июля 2021
 Принята к печати: 30 июля 2021
 Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Эффективность обработки
 Самоорганизация и эволюция
 Синергетика согласования внешней и внутренней динамики

Финансирование:

Исследование выполнено при финансовой поддержке грантов РФФИ: «Разработка теории анализа и синтеза управляемой самоорганизации в динамической системе резания в ходе обработки на примере изготовления деталей на токарных станках», № 19-08-00022; «Разработка методов анализа и синтеза динамической системы резания по критерию минимизации приведенных затрат на изготовление», № 20-38-90074.

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. Эффективность обработки на металлорежущих станках оценивается приведенными затратами на изготовление партии деталей при обеспечении требуемого качества. В современном производстве детали изготавливаются, как правило, на станках с ЧПУ. На сегодняшний день соответствие программы ЧПУ и траекторий исполнительных элементов станка обеспечивается с высокой точностью, которая, однако, еще не гарантирует качество и эффективность изготовления. В основу определения программы ЧПУ положена база знаний о рациональных режимах, инструменте, смазочно-охлаждающей жидкости при обработке. Эта база отражает некоторое усреднение по множеству станков, инструментов и условий обработки. Не принимаются во внимание изменения свойств динамической системы в процессе резания. **Предмет.** В статье рассматривается синергетическое согласование внешнего управления (программы ЧПУ) и динамики резания (внутреннее управление). Факторы внутреннего управления могут быть заданы априорно, а также определены в результате влияния необратимых преобразований энергии в зоне резания. **Цель работы** – определить закон управления траекториями исполнительных элементов станка таким образом, чтобы при изменяющихся свойствах динамической системы резания в ходе обработки детали обеспечивались требуемое качество поверхности детали и минимизация интенсивности изнашивания инструмента. **Метод и методология.** Приводится математическое моделирование управляемой динамической системы, свойства которой изменяются за счет априорно заданных законов вариации параметров подсистем, а также изменения свойств резания, обусловленных мощностью необратимых преобразований энергии. Рассмотрение мощности необратимых преобразований энергии необходимо для прогнозирования износа по задней грани, изменения параметров динамической связи и эволюционной перестройки динамики резания. **Результаты и обсуждения.** Раскрыта закономерность согласования программы ЧПУ с изменяющимися свойствами процесса резания, позволяющими повысить эффективность обработки при обеспечении требуемого качества деталей. Выявлен и проанализирован ряд свойств динамической системы резания, обусловленный изменением траектории скорости продольной подачи инструмента при обработке вала, изменение жесткости которого задано.

Для цитирования: Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Синергетический подход к повышению эффективности управления процессами обработки на металлорежущих станках // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 84–99. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-84-99.

Введение

В настоящее время сформировалась системно-синергетическая парадигма анализа и синтеза сложных систем [1–4]. Она используется при управлении техническими системами [5–8], в том числе процессами обработки на металло-

*Адрес для переписки

Гвинджилия Валерия Енвериевна, аспирант
 Донской государственный технический университет,
 пл. Гагарина, 1
 344000, г. Ростов-на-Дону, Россия
 Тел.: +7 (918) 583-23-33, e-mail: sinedden@yandex.ru

режущих станках [9–13], а также при изучении динамики систем, взаимодействующих с различными средами [14–16]. При определении программ ЧПУ, задающих траектории исполнительных элементов (ТИЭ), используется база знаний, опирающаяся на различные представления о влиянии технологических параметров на обработку [16–24]. Показано, что на интенсивность изнашивания оказывает влияние мощность, выделяемая в зоне резания. Она оценивается, как правило, по температуре [25–32]. Для коррекции управляющих программ, зависящей от информационных обменов в подсистемах, разработаны различные приемы [33–38]. Одним из эффективных методов обеспечения качества деталей является управление упругими деформациями инструмента относительно заготовки [39]. Этот метод получил признание особенно в тех случаях, когда жесткость детали меняется вдоль ТИЭ станка [40–44]. Показано, что выходные характеристики обработки зависят от состояния динамической системы (ДС) [45–54]. Режимы обработки, как правило, остаются неизменными. Не принимаются во внимание изменения свойств ДС, например, зависящих от траектории мощности необратимых преобразований энергии по совершенной работе [55–58]. Следующим шагом, направленным на повышение эффективности обработки, является синергетическое согласование программы ЧПУ с ДС резания. Во-первых, необходимо согласовать технологические режимы и соответствующие им программы ЧПУ с ДС резания; во-вторых, обеспечить это согласование с изменяющимися свойствами системы в ходе эволюции. Целью исследований является разработка алгоритмов, математического инструментария и методики согласования программы ЧПУ с изменяющимися вдоль траектории движения инструмента свойствами ДС резания.

Методика исследований

Пространство состояния

Рассмотрим пространство, в которое поместим заготовку и будем рассматривать траектории движения вершины инструмента, состоящие из ТИЭ станка $\mathbf{L} = \{L_1, L_2, L_3\}^T \in \mathcal{R}^{(3)}$ и траекторий деформационных смещений $\mathbf{X} = \{X_1, X_2, X_3, Y\}^T \in \mathcal{R}^{(4)}$, в которых выделим

деформационные смещения вершины инструмента относительно несущей системы станка $\mathbf{X}(\mathbf{t}) = \{X_1(t), X_2(t), X_3(t)\}^T \in \mathcal{R}_X^{(3)}$ и деформационные смещения заготовки $Y(t)$ в направлении, нормальном к ее оси. Начало координат пространства $\mathcal{R}^{(3)}$ расположим в правом центре вращения заготовки (рис. 1). Кроме этого зададим траекторию ее вращения ($\Omega = d\alpha / dt$, $\alpha = L_4$). Пространство $\mathcal{R}_X^{(3)}$ является подвижным. Его движение привязано к траекториям $\mathbf{L}$. Ориентация координат пространства $\mathcal{R}_X^{(3)}$ показана на рис. 1. Векторам $\mathbf{L}$ и $\mathbf{X}$ соответствуют их скорости $\mathbf{V}(\mathbf{t}) = \{V_1, V_2, V_3, V_4\}^T \in \mathcal{R}^{(4)}$ и $\mathbf{v}_X = \{v_{X,1}, v_{X,2}, v_{X,3}, v_{X,4}\}^T \in \mathcal{R}^{(4)}$. Причем $V_4 = \pi D \Omega$. Совокупность $\mathbf{L}(\mathbf{t})$ и $\mathbf{V}(\mathbf{t})$ определяется программой ЧПУ. Рассмотрим также траектории $\mathbf{l}(\mathbf{t}) = \{l_1, l_2, l_3, l_4\}^T$ формообразующих движений

$$\mathbf{l}(\mathbf{t}) = \mathbf{L}(\mathbf{t}) - \mathbf{X}(\mathbf{t}), \quad (1)$$

а также их скоростей $\mathbf{v}(\mathbf{t}) = \{v_1(t), v_2(t), v_3(t), v_4(t)\}^T \in \mathcal{R}^{(4)}$, т. е. $\mathbf{l}(\mathbf{t}) = \int_0^t \mathbf{v}(\xi) d\xi$. Если заданы

$\mathbf{l}(\mathbf{t})$, то определена и скелетная геометрическая топология $\Psi^{(1)} \subset \Psi^{(0)}$ формируемой резанием поверхности [10–12], из которой можно определить используемые в инженерной практике оценки геометрии без учета влияния на поверхность самостоятельных физических процессов, сопровождающих обработку. Условие

$$\mathbf{l}(\mathbf{t}) \in \Psi^{(1)} \subset \Psi^{(0)} \quad (2)$$

определяет требование к качеству формируемой резанием поверхности. Это условие считается достижимым на станке, если управляются ТИЭ $\mathbf{L}(\mathbf{t})$. Однако в ходе эволюции условие $\Phi^{(1)} \subset \Phi^{(0)}$ может стать недостижимым.

Будем опираться на синергетический принцип «расширения-сжатия» размерности пространства состояния [6–8]. Применительно к обработке он раскрывает взаимодействия инструмента и заготовки через среду, формируемую процессом резания.

Ограничимся механическими взаимодействиями трех граней инструмента

$$\mathbf{F}_\Sigma(\mathbf{t}) = \mathbf{F}(\mathbf{t}) + \Phi(\mathbf{t}) + \Phi^{(B)}(\mathbf{t}), \quad (3)$$

где $\mathbf{F}(\mathbf{t}) = \{F_1(t), F_2(t), F_3(t)\}^T \in \mathbb{R}^{(3)}$ – силы, формируемые в области сопряжения передней грани инструмента; $\Phi(\mathbf{t}) = \{\Phi_1(t), \Phi_2(t), \Phi_3(t)\}^T \in \mathbb{R}^{(3)}$ – силы, формируемые в области сопряжения главной задней грани инструмента и ее вспомогательной грани $\Phi^{(B)}(\mathbf{t}) = \{\Phi_1^{(B)}(t), \Phi_2^{(B)}(t), \Phi_3^{(B)}(t)\}^T$. Их необходимо представить в координатах состояния и управления. В областях сопряжения граней рассматривается работа $\mathbf{A}(\mathbf{t}) = \{A_1, A_2, A_3\}^T$ и мощность $\mathbf{N}(\mathbf{t}) = \{N_1, N_2, N_3\}^T$ необратимых преобразований энергии. Фазовая траектория $(\mathbf{A}(\mathbf{t})-\mathbf{N}(\mathbf{t}))$ является генератором всех эволюционных изменений в процессе резания [55–58].

Моделирование взаимодействий

Система является заданной, если раскрыты взаимодействия между подсистемами. Взаимодействия инструмента и заготовки через среду, формируемую процессом резания, образуются в результате пересечения тела инструмента и заготовки. Параметры, характеризующие пересечение, есть режимы (подача, глубина и скорость резания): $\mathbf{T}(\mathbf{t}) = \{S_P(t), t_P(t), V_P(t)\}^T$. Они связаны с $\mathbf{V}(\mathbf{t})$ и $\mathbf{v}_X(\mathbf{t})$ соотношениями

$$S_P(t) = \int_{t-T}^t [V_2(\xi) - v_{X,2}(\xi)] d\xi; \\ V_P(t) = V_3(t) - v_{X,3}(t); \quad (4)$$

$$t_P(t) = d / 2 - \int_0^t [V_1(\xi) - v_{X,1}(\xi) - v_{X,4}(\xi)] d\xi,$$

где $T = (\Omega)^{-1} = \text{const}$ – время оборота в $[S]$. Полагаем, что крутильные деформации заготовки отсутствуют, обрабатывается заготовка неизменного диаметра, система является невозмущенной. Из (4) следует, что взаимодействия существуют лишь при движении инструмента относительно заготовки. Например, подача $S_P(t)$ определяется

оператором интегрирования суммарной скорости подачи во временном окне, определяемом частотой Ω . Если в (4) деформации отсутствуют и все скорости постоянны, то для режимов будем использовать обозначения: $S_P^{(0)}, t_P^{(0)}, V_P^{(0)}$.

Для определения деформаций будем опираться на исследования [55, 56]

$$\mathbf{m} \frac{d^2 \mathbf{X}}{dt^2} + \mathbf{h} \frac{d\mathbf{X}}{dt} + \mathbf{c}\mathbf{X} = \mathbf{F}_\Sigma(S_P, t_P, V_P), \quad (5)$$

где $\mathbf{m} = [m_{s,k}]$, $m_{s,k} = m$, при $s = k$, $m_{s,k} = 0$, при $s \neq k$, $s, k = 1, 2, 3$, $m_{4,4} = m_0(L)$, в кгс²/мм, $\mathbf{h} = [h_{s,k}]$, $h_{s,4} = h_{4,s} = 0$, $s = 1, 2, 3$ в кгс/мм, $\mathbf{c} = [c_{s,k}]$, $s, k = 1, 2, 3, 4$, $c_{s,4} = c_{4,s} = 0$, $s = 1, 2, 3$ в кг/мм – симметричные, положительно определенные матрицы инерционных, скоростных и упругих коэффициентов. Параметры подсистемы заготовки ($m_{4,4} = m_0(L)$, $h_{4,4}(L)$, $c_{4,4}(L)$) зависят от L . Проекция сил в пространстве $\mathbb{R}^{(3)}$ определяются коэффициентами χ_i , удовлетво-

ряющими условием $\sum_{i=1}^3 (\chi_i)^2 = 1$. При этом

$F_4 = -F_1$. При обработке детали сложной геометрии коэффициенты χ_i и матрицы изменяются в зависимости от траектории. Возможность рассмотрения деформационных смещений заготовки в виде скалярной модели обосновывается тем, что ее сечение является круглым. Тогда любая ортогональная система координат, нормальная к оси вращения, является главной. Учет зависимости $\mathbf{F}$ от площади S , скорости резания $V_P(t)$ и учетом запаздывание сил по отношению к вариациям S . Тогда

$$\mathbf{F}(\mathbf{t}) = F^{(0)}(t) \{\chi_1, \chi_2, \chi_3, \chi_1\}^T, \quad (6)$$

где

$$T^{(0)} dF^{(0)} / dt + F^{(0)} = \\ = \rho \left\{ 1 + \mu \exp \left[-\zeta (V_3 - v_{X,3}(t)) \right] \right\} \left[t_P^{(0)} - X_1 - Y \right] \times \\ \times \int_{t-T}^t \{V_2(\xi) - v_{X,2}(\xi)\} d\xi;$$

ρ – давление в [кг/мм²]; ζ – параметр крутизны сил в [кг/мм]; μ – безразмерный коэффициент;

$T^{(0)}$ – параметр, определяющий запаздывание сил.

Представим также модель сил $\Phi(t)$ в координатах состояния. Модуль этих сил зависит от сближения задних граней с заготовкой, т. е. от заднего угла $\alpha_\Sigma(t)$ (рис. 1). Этот угол определяется суммой

$$\alpha_\Sigma(t) = \alpha + \Delta\alpha(t), \quad (7)$$

где α – значение заднего угла; его приращение $\Delta\alpha = \arctg \left[\frac{V_2 - v_{X,2}(t)}{V_3 - v_{X,3}(t)} \right]$. Аналогично меняется угол между задней гранью и заготовкой

$\alpha_\Sigma^{(1)}(t) = \alpha^{(1)} + \Delta\alpha^{(1)}(t)$. Так как $\alpha_\Sigma(t)$ и $\alpha_\Sigma^{(1)}(t)$ есть величины малые, то для сил $\Phi(t)$ справедливо

$$\begin{cases} \Phi_1 = \rho_0 \left\{ \int_{t-T}^t [V_2 - v_{X,2}(t)] dt \right\} \exp[\alpha_1 \alpha_\Sigma^{(1)}(t)]; \\ \Phi_2 = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t) - Y(t)] \exp \alpha_2 \alpha_\Sigma(t); \\ \Phi_3 = k_T [\Phi_1 + \Phi_2], \end{cases} \quad (8)$$

где α_1, α_2 – коэффициенты крутизны; ρ_0 – параметр, имеющий смысл жесткости; k_T – коэффициент трения в контакте грани инструмента с заготовкой.

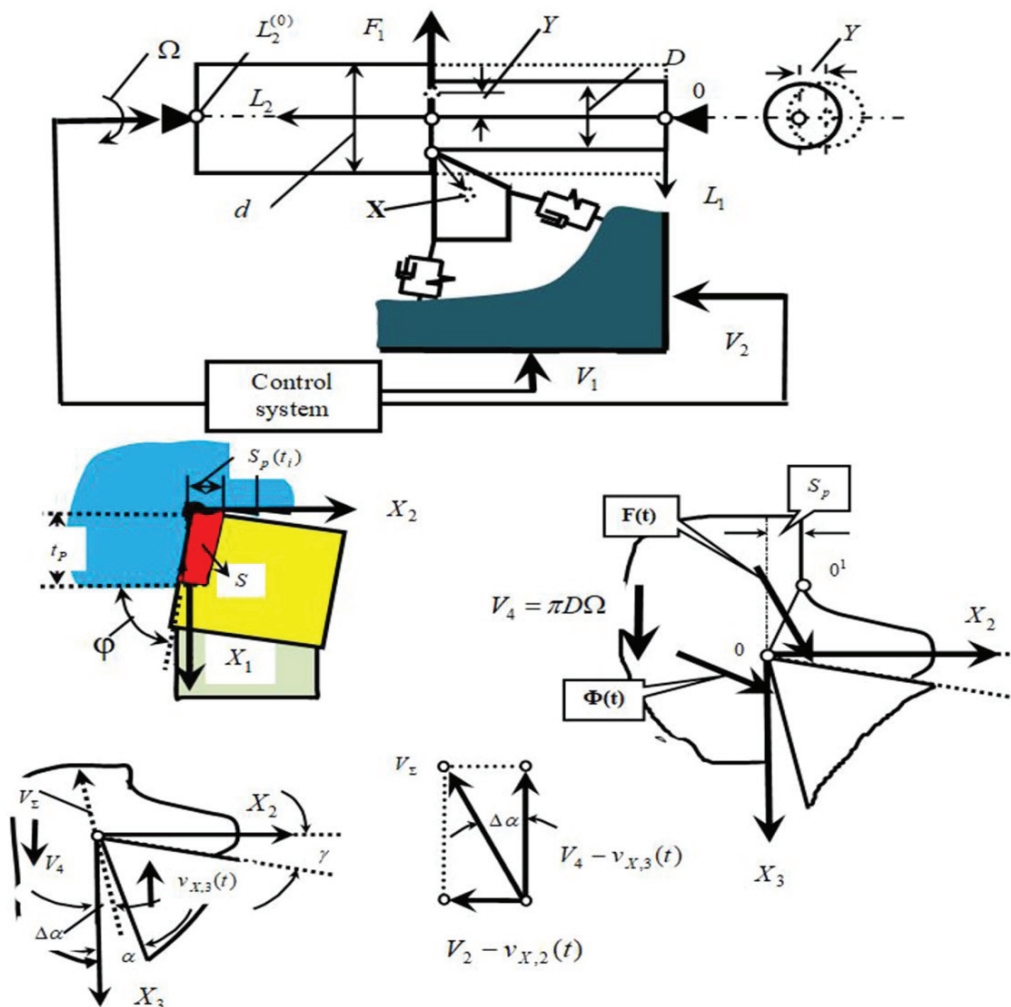


Рис. 1. Схема взаимодействия приводов вращения шпинделя и подачи суппорта, а также формирования динамической связи процесса резания
Fig. 1. Scheme of interaction between the spindle rotation and feed drives of the slide, as well as the formation of a dynamic connection of the cutting process

Система (8), дополненная (2)–(6), позволяет исследовать $\mathbf{X}$, $\mathbf{F}$, Φ и мощность необратимых преобразований энергии. Они изменяются, если варьируются параметры динамической связи и $\mathbf{V}(t)$. Зависимости позволяют также вычислить мощность $N_2(t)$ и работу сил:

$$N(t) = \Phi_1(t)v_{X,1}(t) + \Phi_2(t)[V_2 - v_{X,2}] + k_T [\Phi_1(t) + \Phi_2(t)][V_4 - v_{X,3}(t)]. \quad (9)$$

Рассмотрение мощности $N_2(t)$ необходимо для прогнозирования износа по задней грани, изменения параметров динамической связи и эволюционной перестройки динамики резания. В статье мы ограничились рассмотрением мощности необратимых преобразований в области сопряжения задней грани инструмента и заготовки, так как при резании твердосплавными инструментами превалирующий износ наблюдается именно по его задней грани.

Согласование траекторий с изменяющейся жесткостью

В статье ограничимся проблемой синергетического согласования ТИЭ станка с априорно заданным законом изменения $m_0(L)$, $h_{4,4}(L)$, $c_{4,4}(L)$. Задача решается в три этапа.

На первом этапе определяется множество фазовых траекторий $V_2(L_2)$, при которых отклонение диаметра $\Delta D = 2(X_1 + Y) = \text{const}$. Функцию $c_{4,4}[L_2(t)]$ можно считать постоянной в пределах импульсной реакции системы. Тогда для определения связи ΔD и V_2 можно воспользоваться системой

$$X_1 + Y = \frac{\Delta \mathbf{X}_1 + \Delta \mathbf{Y}}{\Delta} = \Delta_\Sigma = \text{const}, \quad (10)$$

где

$$\Delta = \begin{bmatrix} c_{1,1} + \chi_1 \rho_0 V_2 T & c_{2,1} & c_{3,1} & \chi_1 \rho_0 V_2 T \\ c_{1,2} + \chi_2 \rho_0 V_2 T & c_{2,2} & c_{3,2} & \chi_2 \rho_0 V_2 T \\ c_{1,3} + \chi_3 \rho_0 V_2 T & c_{2,3} & c_{3,3} & \chi_3 \rho_0 V_2 T \\ \chi_1 \rho_0 V_2 T & 0 & 0 & c_{4,4}(L_2) + \chi_1 \rho_0 V_2 T \end{bmatrix};$$

$$\rho_0 = \rho \{1 + \mu \exp[-\zeta(V_3)]\};$$

$$\Delta \mathbf{X}_1 = \rho_0 t_P^{(0)} V_2 T \begin{bmatrix} \chi_1 & c_{2,1} & c_{3,1} & \chi_1 \rho_0 V_2 T \\ \chi_2 & c_{2,2} & c_{3,2} & \chi_2 \rho_0 V_2 T \\ \chi_3 & c_{2,3} & c_{3,3} & \chi_3 \rho_0 V_2 T \\ \chi_1 & 0 & 0 & c_{4,4}(L_2) + \chi_1 \rho_0 V_2 T \end{bmatrix};$$

$$\Delta \mathbf{Y} = \rho_0 t_P^{(0)} V_2 T \begin{bmatrix} c_{1,1} + \chi_1 \rho_0 V_2 T & c_{2,1} & c_{3,1} & \chi_1 \\ c_{1,2} + \chi_2 \rho_0 V_2 T & c_{2,2} & c_{3,2} & \chi_2 \\ c_{1,3} + \chi_3 \rho_0 V_2 T & c_{2,3} & c_{3,3} & \chi_3 \\ \chi_1 \rho_0 V_2 T & 0 & 0 & \chi_1 \end{bmatrix}.$$

При определении $V_2(L_2)$ скорость V_2 рассматривается усредненной по периодам вращения заготовки, и ее вариации не должны превышать допустимых значений исходя из требований к шероховатости поверхности.

На втором этапе из этого множества $V_2(L_2)$ выбираются асимптотически устойчивые траектории. Для этого необходимо вычислить точки равновесия $\mathbf{X}^* = \{X_1^*, X_2^*, X_1^*, Y_1^*\}^T$ и F_0^* , и после замены переменных $\mathbf{X}(t) = \mathbf{X}^* + \mathbf{x}(t)$ и $F_0(t) = F_0^* + f(t)$ определить уравнение в вариациях, его линеаризовать и исследовать известными приемами [55–58]. Приведем линеаризованное в окрестности равновесия уравнение в вариациях, соответствующее (5) и (6):

$$\mathbf{M} d^2 \mathbf{z}(t) / dt^2 + \mathbf{H} d \mathbf{z}(t) / dt + \mathbf{C} \mathbf{z}(t) = \mathbf{0}, \quad (11)$$

где $\mathbf{z}(t) = \{x_1(t), x_2(t), x_3(t), y(t), f(t)\}^T$;

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} h_{1,1} & h_{2,1} & h_{3,1} & 0 & 0 \\ h_{1,2} & h_{2,2} & h_{3,2} & 0 & 0 \\ h_{1,3} & h_{2,3} & h_{3,3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & h_0 & 0 \\ 0 & 0 & -\rho(t_P^{(0)} - X_1^*)S_P^{(0)}\zeta\mu \exp(-\zeta V_3) & 0 & \frac{kS_P^{(0)}(t_P^{(0)} - X_1^*)}{V_3} \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_{1,1} & c_{2,1} & c_{3,1} & 0 & -\chi_1 \\ c_{1,2} & c_{2,2} & c_{3,2} & 0 & -\chi_2 \\ c_{1,3} & c_{2,3} & c_{3,3} & 0 & -\chi_3 \\ 0 & 0 & 0 & c_{4,4}(L_2) & -\chi_1 \\ \rho\{1 + \mu \exp(-\zeta V_3)\}S_P^{(0)} & \rho\{1 + \mu \exp(-\zeta V_3)\}[t_P^{(0)} - X_1^*] & 0 & \rho\{1 + \mu \exp(-\zeta V_3)\}S_P^{(0)} & 1 \end{bmatrix}.$$

Процедуру синтеза проиллюстрируем на примере точения вала штуцера топливной системы из стали 45. Длина $L_2^{(0)} = 120$ мм, диаметр 20 мм, режимы: $t_P^{(0)} \leq 2,0$ мм, $V_3 = 2,0$ м/с. Параметры матрицы скоростных коэффициентов и динамической связи приведены в табл. 1 и 2 соответственно. Обобщенные массы: $m = 0,5 \cdot 10^{-3}$ кг · с²/мм, обобщенная масса m_0 и коэффициент $h_{4,4}$ изменяются при варьирова-

нии $c_{4,4}$ так, что собственная частота и коэффициент затухания подсистемы заготовки остаются неизменными.

Для этого примера приведем траектории жесткости $c_{4,4}(L_2)$, деформационных смещений $\Delta_\Sigma(L_2)$ и скорости $V_2(L_2)$, обеспечивающей $\Delta_\Sigma(L_2) = \text{const}$ (рис. 2).

В зависимости от параметров изображающая точка на рис. 2 может пересекать фигуративную

Таблица 1
Table 1

Параметры матрицы скоростных коэффициентов и упругости
Parameters of the matrix of velocity coefficients and elasticity

$h_{1,1}$	$h_{2,2}$	$h_{3,3}$	$h_{1,2} = h_{2,1}$	$h_{1,3} = h_{3,1}$	$h_{2,3} = h_{3,2}$	$h_{4,4}$
0,25	0,15	0,15	0,1	0,08	0,08	0,18
$c_{1,1}$	$c_{2,2}$	$c_{3,3}$	$c_{1,2} = c_{2,1}$	$c_{1,3} = c_{3,1}$	$c_{2,3} = c_{3,2}$	$c_{4,4}$
1000	800	800	200	100	100	200...300

Таблица 2
Table 2

Параметры динамической связи
Parameters of the dynamic link

ρ , [кг/мм ²]	ζ , m/s	$T_0\zeta$	μ
500	0,1	0,001...0,005	0,5

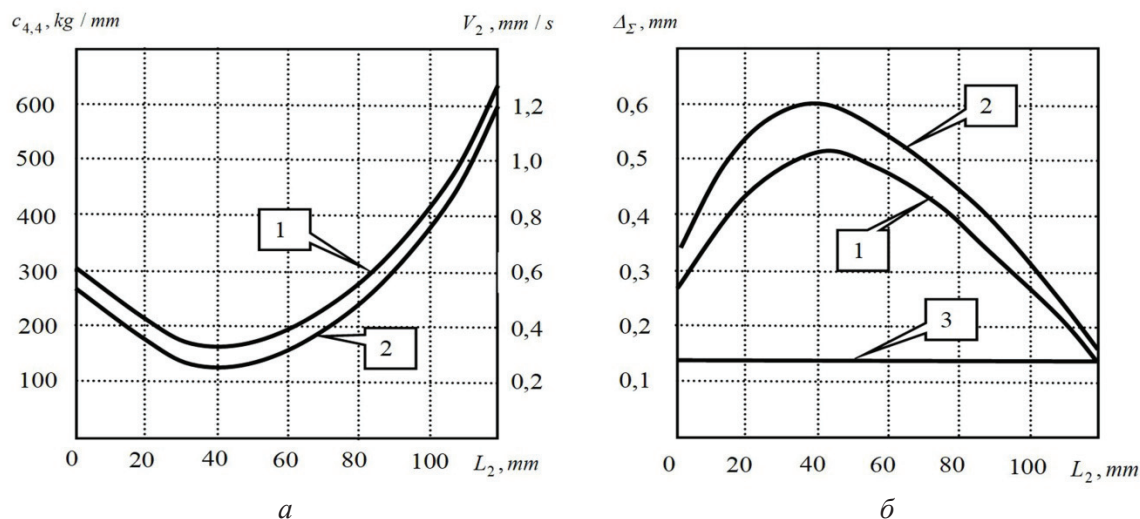


Рис. 2. Изменение свойств системы по оси L_2 :

a – траектория изменения радиальной жесткости $c_{4,4}$ (1) и рациональная траектория скорости подачи (2); b – погрешность, обусловленная упругими деформациями Δ_Σ , при (1) – постоянной подаче; (2) – при постоянной силе; (3) – при управлении скоростью подачи

Fig. 2. Changing the properties of the system along the axis L_2 :

a – trajectory of radial stiffness change $c_{4,4}$ (1) and rational feed rate trajectory V_2 (2); b – error caused by elastic deformations Δ_Σ at (1) – constant feed, at (2) – constant force, at (3) – feed rate control

линию. Тогда траектория $V_2(L_2)$ становится неустойчивой.

Потеря устойчивости зависит и от V_2 , изменяющейся вдоль L_2 износа инструмента. Для обеспечения условия (10) необходимо изменить параметры подсистем конструктивными методами или откорректировать скорость резания $V_p^{(0)} = V_3$ и соответствующую ей скорость подачи V_2 . Из рис. 3 видно, что при увеличении скорости всегда расширяется область устойчивости. Ранее показано, что при возрастании скорости в системе наблюдается также параметрическое самовозбуждение [11–13]. Поэтому при увеличении скорости существует ее диапазон, в котором запас устойчивости максимален.

На третьем этапе из множества $\Psi^{(L)}$ выбираются траектории, обеспечивающие минимум интенсивности изнашивания инструмента. Учитывается [29–32], что по мере совершения работы, подводимой к зоне резания энергии, наблюдается эволюционная перестройка свойств

процесса резания, в том числе и интенсивности изнашивания инструмента. Причем каждая эволюционная диаграмма является уникальной. Она зависит от начальных параметров, режимов и возмущений. Поэтому даже малым их вариациям соответствуют отличные диаграммы износа и изменения геометрических характеристик формируемой резанием поверхности заготовки.

Результаты и их обсуждение

При резании наблюдается изменение свойств динамической системы, определяющееся двумя причинами. Во-первых, изменениями параметров взаимодействующих подсистем, их жесткости, вариациями припуска и пр. Эти факторы являются априорно заданными. Во-вторых, изменением свойств формируемой резанием динамической связи, объединяющей подсистемы, а также развитием износа инструмента. Эти факторы обусловлены мощностью необратимых преобразований подводимой к резанию энергии. Важно подчеркнуть, что свойства динамической системы резания в процессе обработки

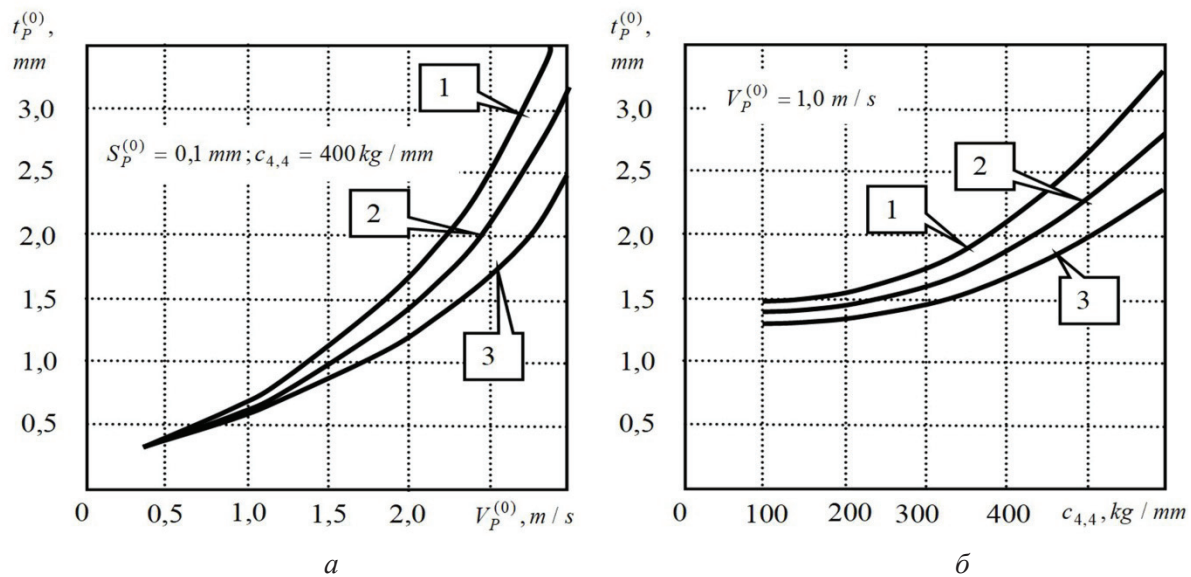


Рис. 3. Области устойчивости «замороженной» системы при различных значениях износа w_0 :

1 – $w_0 = 0,05$; 2 – $w_0 = 0,1$; 3 – $w_0 = 0,15$

Fig. 3. Areas of stability of the "frozen" system at different values of wear w_0 :

1 – $w_0 = 0,05$; 2 – $w_0 = 0,1$; 3 – $w_0 = 0,15$

изменяются даже тогда, когда параметры подсистем (матрицы $\mathbf{m}$, $\mathbf{h}$ и $\mathbf{c}$) остаются неизменными. Поэтому необходимо согласовать ТИЭ станка (программу ЧПУ) с изменяющимися свойствами резания.

В зависимости от априорно заданных законов изменения параметров системы можно определить множество желаемых ТИЭ станка, при которых обеспечиваются выходные требования к процессу резания и выбрать из этого множества асимптотически устойчивые, т. е. аттракторы. Приведенный пример выбора траектории скорости продольной подачи при обработке вала, изменение жесткости которого задано, позволил выявить ряд свойств.

1. Если динамическая система резания является невозмущенной и вариации жесткости являются единственным изменяющимся в пространстве параметром, то упругие деформационные смещения можно стабилизировать программными методами с высокой точностью. В этом случае стабилизация сил резания приводит даже к большей погрешности диаметра, чем обработка без управления на постоянных режимах (рис. 3). Это обусловлено свойствами саморегулирования процесса резания, в котором формируемые силы, представленные в координатах состояния, играют роль внутреннего регулятора диаметра

обработки с отрицательной обратной связью, формируемой самим процессом резания. Если же основным изменяющимся параметром является вариация припуска, то стабилизацией сил путем вариации подачи можно полностью компенсировать влияние вариаций припуска на точность диаметра. Во всех случаях необходимо не стабилизировать силы резания, а обеспечивать постоянство упругих деформаций на основе их согласования с законом изменения свойств резания и априорно заданных возмущений.

2. Возможности управления точностью деталей путем варьирования скорости подачи ограничены. Из (4) следует, что вариации подачи $S_P(t)$, влияющие на силы резания, зависят как от временного окна T , в котором интегрируется скорость подачи, так и от скоростей $v_{X,2}(t)$. Обычно собственные частоты колебательных контуров, которые образуются в подсистемах со стороны инструмента и заготовки минимум на порядок больше частоты вращения заготовки. Тогда при рассмотрении деформационных смещений можно ограничиться упругими реакциями и с учетом этого проанализировать преобразование скорости подачи в ее величину в частотной области. Нетрудно получить АФЧХ преобразования $V_2(t)$ в $S_P(t)$ с учетом (10).

Вначале приведем выражение для передаточной функции где

$$W_{V,S}(p) = \frac{S_P(p)}{V_2(p)} = \frac{1 - \exp(-pT)}{p} \times \left\{ 1 - \frac{A[1 - \exp(-pT)]}{1 + A[1 - \exp(-pT)]} \right\}, \quad (12)$$

где $A = \frac{\rho_0 t_P^{(0)}}{c_0}$ – безразмерный параметр влия-

ния системы резания на преобразование

$$V_2 \rightarrow S_P; c_0 = \frac{\Delta X_2}{\Delta};$$

$$\Delta X_2 = \begin{bmatrix} c_{1,1} + \chi_1 \rho_0 V_2 T & \chi_1 & c_{3,1} & \chi_1 \rho_0 V_2 T \\ c_{1,2} + \chi_2 \rho_0 V_2 T & \chi_2 & c_{3,2} & \chi_2 \rho_0 V_2 T \\ c_{1,3} + \chi_3 \rho_0 V_2 T & \chi_3 & c_{3,3} & \chi_3 \rho_0 V_2 T \\ \chi_1 \rho_0 V_2 T & \chi_1 & 0 & c_{4,4}(L_2) + \chi_1 \rho_0 V_2 T \end{bmatrix},$$

или после очевидных преобразований имеем

$$W_{V,S}(j\omega) = \left\{ \frac{\sin(\omega T)}{\omega} - j \frac{1 - \cos(\omega T)}{\omega} \right\} \times \{ R(\omega) + jI(\omega) \} \quad (13)$$

$$R(\omega) = 1 - \frac{A[1 + 2A][1 - \cos(\omega T)]}{[1 + A - A \cos(\omega T)]^2 + A^2 \sin^2(\omega T)} = \frac{1 + A - A \cos(\omega T)}{[1 + 2A(1 + A)(1 - \cos(\omega T))]};$$

$$I(\omega) = \frac{A \sin(\omega T)}{[1 + A - A \cos(\omega T)]^2 + A^2 \sin^2(\omega T)} = \frac{A \sin(\omega T)}{[1 + 2A(1 + A)(1 - \cos(\omega T))]}.$$

Приведем примеры изменения $W_{V,S}(j\omega)$ в функции безразмерной частоты $\Omega = \omega T$ (рис. 4). Анализ (13), а также рис. 4 позволяет сделать следующие важные заключения. Во-первых, при вариациях скорости $V_2(t)$ с частотой вращения заготовки деформационные смещения инструмента относительно заготовки являются неуправляемыми. Во-вторых, в низкочастотной области (до частоты 0,1W) вариации подачи $S_P(t)$ отличаются от скорости $V_2(t)$ на постоянный

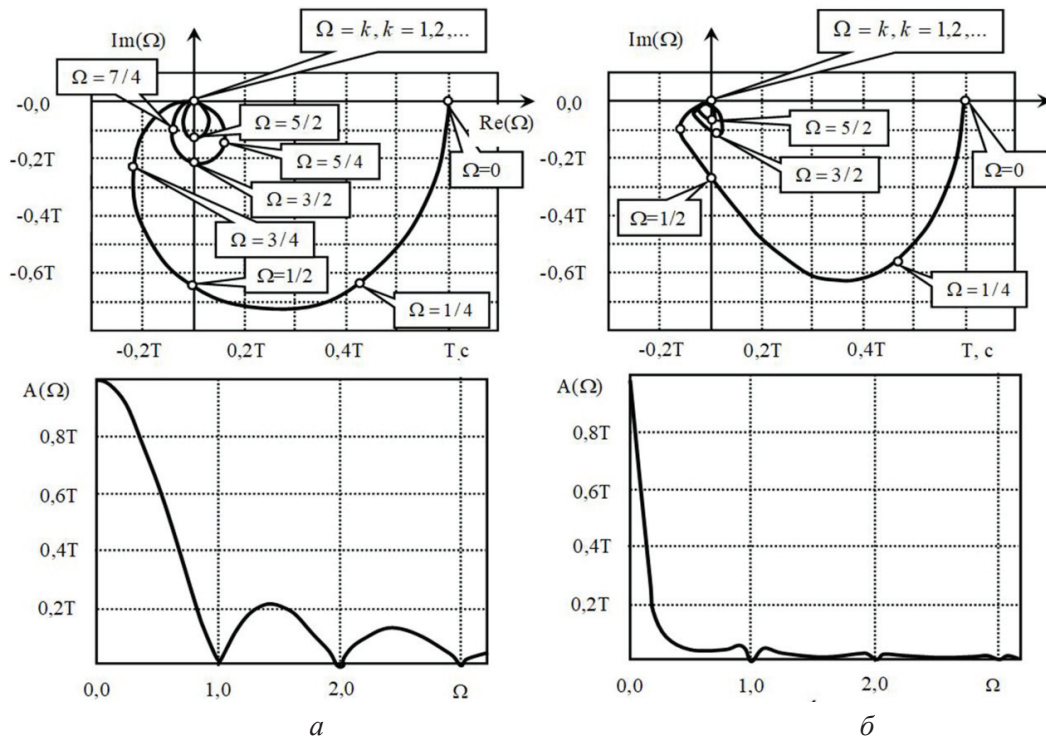


Рис. 4. Частотные характеристики преобразования $V_2 \rightarrow S_P$:

$a - A = 0$; $b - A = 0,5$

Fig. 4. Frequency conversion characteristics $V_2 \rightarrow S_P$:

$a - A = 0$; $b - A = 0,5$

коэффициент «Т». Затем наблюдается быстрое вращение фазы и периодическое, с монотонным затуханием максимальной амплитуды, изменение S_p . Фаза вращается в пределах «0 – π », что влияет на динамические свойства, в том числе на устойчивость. В-третьих, динамические свойства преобразования $V_2(t)$ в силы зависят не только от свойств приводов, но и от параметров жесткости подсистем инструмента и заготовки, а также от параметров динамической связи, формируемой процессом резания. Например, уменьшение приведенной жесткости вызывает увеличение времени переходного процесса. На рис. 4 это отображается в уменьшении полосы пропускания системы. Таким образом, при проектировании желаемой траектории подачи необходимо ее значения усреднять по нескольким периодам вращения заготовки с использованием алгоритмов скользящего среднего.

Наконец, преобразование $V_2 \rightarrow S_p$, влияющее на силы резания, зависит и от частоты вращения заготовки, задающей скорость резания, которая выбирается исходя из минимизации интенсивности изнашивания инструмента.

Выводы

При обработке деталей сложной геометрии, а также имеющих априорно заданный закон изменения жесткости заготовки при определении программы ЧПУ необходимо выполнить ее согласование с изменяющимися свойствами системы. Эффективный способ такого согласования может быть основан на синергетической парадигме обеспечения когерентности внешнего управления с изменяющейся внутренней динамикой системы резания. Предложенный алгоритм такого согласованного управления включает определение желаемой траектории и обеспечение ее асимптотической устойчивости при минимизации интенсивности изнашивания инструмента. При этом учитываются раскрытые в статье условия реализуемости управления, зависящие от особенностей динамической системы резания.

Список литературы

1. *Haken H.* Information and self-organization: a macroscopic approach to complex systems. – Amsterdam: Elsevier, 2006. – 258 p. – ISBN 978-3-540-33021-9. – DOI: 10.1007/3-540-33023-2.

2. *Prigogine I., George C.* The second law as a selection principle: the microscopic theory of dissipative processes in quantum systems // Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America. – 1983. – Vol. 80. – P. 4590–4594.

3. *Эбелинг В., Энгель А., Файстель Р.* Физика процессов эволюции. – М.: УРСС, 2001. – 328 с.

4. *Николис Дж.* Динамика иерархических систем. – М.: Мир, 1989. – 488 с.

5. *Колесников А.А.* Прикладная синергетика: основы системного синтеза. – Таганрог: ЮФУ, 2007. – 384 с.

6. *Колесников А.А.* Синергетическая теория управления. – М.: Энергоатомиздат, 1994. – 344 с. – ISBN 5-230-24678-2.

7. *Колесников А.А., Кузьменко А.А.* Метод АКАР и теория адаптивного управления в задачах синтеза нелинейных систем управления // Мехатроника, автоматизация, управление. – 2017. – Т. 18, № 9. – С. 579–589. – DOI: 10.17587/mau.18.579-589.

8. *Колесников А.А., Колесников Ал.А., Кузьменко А.А.* Методы АКАР и АКОР в задачах синтеза нелинейных систем управления // Мехатроника, автоматизация, управление. – 2016. – Т. 17, № 10. – С. 657–669. – DOI: 10.17587/mau.17.657-669.

9. *Заковоротный В.Л., Флек М.Б., Фам Д.Т.* Синергетическая концепция при построении систем управления точностью изготовления деталей сложной геометрической формы // Вестник Донского государственного технического университета. – 2011. – Т. 11, № 10 (61). – С. 1785–1797.

10. *Zakovorotny V.L., Gubanova A.A., Lukyanov A.D.* Stability of shaping trajectories in milling: Synergetic concepts // Russian Engineering Research. – 2016. – Vol. 36 (11). – P. 956–964. – DOI: 10.3103/S1068798X16110216.

11. *Zakovorotny V.L., Gubanova A.A., Lukyanov A.D.* Parametric self-excitation of a dynamic end-milling machine // Russian Engineering Research. – 2016. – Vol. 36 (12). – P. 1033–1039. – DOI: 10.3103/S1068798X16120194.

12. *Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E.* Influence of spindle wobble in a lathe on the tool's deformational-displacement trajectory // Russian Engineering Research. – 2018. – Vol. 38 (8). – P. 623–631. – DOI: 10.3103/S1068798X1808018X.

13. *Zakovorotny V.L., Bykador V.S.* Cutting-system dynamics // Russian Engineering Research. – 2016. – Vol. 36 (7). – P. 591–598. – DOI: 10.3103/S1068798X16070182.

14. *Zakovorotny V.L., Flek M.B., Ugnich E.A.* Synergetic approach to the modeling of industrial enterprise's economic activity // International Journal of Economic Perspectives. – 2016. – Vol. 10 (4). – P. 371–375.

15. *Заковоротный В.Л., Шаповалов В.В.* Динамика транспортных трибосистем // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2005. – № 12. – С. 19–24.
16. *Рыжский А.А.* Синергетика изнашивания инструментальных материалов при лезвийной обработке. – Ростов н/Д.: Донской гос. техн. ун-т, 2019. – 289 с. – ISBN 978-5-7890-1669-5.
17. *Старков В.К.* Физика и оптимизация резания материалов. – М.: Машиностроение, 2009. – 640 с.
18. *Мигранов М.Ш.* Исследования изнашивания инструментальных материалов и покрытий с позиций термодинамики и самоорганизации // Известия вузов. Машиностроение. – 2006. – № 11. – С. 65–71.
19. *Каримов И.Г.* Влияние температуры резания на энергетические параметры контакта инструмента с деталью // Вестник УГАТУ. – 2012. – Т. 16, № 44 (49). – С. 85–89.
20. Non-equilibrium work distribution for interacting colloidal particles under friction / J.R. Gomez-Solano, C. July, J. Mehl, C. Bechinger // New Journal of Physics. – 2015. – Vol. 17. – P. 045026. – DOI: 10.1088/1367-2630/17/4/045026.
21. *Banjac M.* Friction and wear processes-thermodynamic approach // Tribology in Industry. – 2014. – Vol. 36, N 4. – P. 341–347.
22. *Abdel-Aal H.A.* Thermodynamic modeling of wear // Encyclopedia of Tribology. – Boston, MA: Springer, 2013. – P. 3622–3636. – DOI: 10.1007/978-0-387-92897-5_1313.
23. *Duyun T.A., Grinek A.V., Rybak L.A.* Methodology of manufacturing process design, providing quality parameters and minimal costs // World Applied Sciences Journal. – 2014. – Vol. 30 (8). – P. 958–963. – DOI: 10.5829/idosi.wasj.2014.30.08.14120.
24. *Mukherjee I., Ray P.K.* A review of optimization techniques in metal cutting processes // Computers and Industrial Engineering. – 2006. – Vol. 50, N 12. – P. 15–34. – DOI: /10.1016/j.cie.2005.10.001.
25. Патент 2538750 Российская Федерация. Способ определения оптимальной скорости резания в процессе металлообработки / Козочкин М.П., Федоров С.В., Терешин М.В. – № 2013123625/02; заявл. 23.05.2013; опубл. 10.01.2015.
26. *Зариктуев В.Ц.* Автоматизация процессов на основе положения об оптимальной температуре резания // Вестник УГАТУ. – 2009. – Т. 12, № 4. – С. 14–19.
27. *Лапишин В.П., Христофорова В.В., Носачев С.В.* Взаимосвязь температуры и силы резания с износом и вибрациями инструмента при токарной обработке металлов // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2020. – Т. 22, № 3. – С. 44–58. – DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.3-44-58.
28. *Lapshin V., Moiseev D., Minakov V.* Diagnosing cutting tool wear after change of cutting forces during turning // AIP Conference Proceedings. – 2019. – Vol. 2188. – P. 030001. – DOI: 10.1063/1.5138394.
29. *Begic-Hajdarevic D., Cekic A., Kulenovic M.* Experimental study on the high speed machining of hardened steel // Procedia Engineering. – 2014. – Vol. 69. – P. 291–295. – DOI: 10.1016/j.pro-eng.2014.02.234.
30. Flushing strategies for high performance, efficient and environmentally friendly cutting / P. Blau, K. Busch, M. Dix, C. Hochmuth, A. Stoll, R. Wertheim // Procedia CIRP. – 2015. – Vol. 26. – P. 361–366. – DOI: 10.1016/j.procir.2014.07.058.
31. *Chin C.-H., Wang Y.-C., Lee B.-Y.* The effect of surface roughness of end-mills on optimal cutting performance for high-speed machining // Strojnicki Vestnik = Journal of Mechanical Engineering. – 2013. – Vol. 52 (2). – P. 124–134. – DOI: 10.5545/sv-jme.2012.677.
32. *Kant G., Sangwan K.S.* Prediction and optimization of machining parameters for minimization power consumption and surface roughness in machining // Journal of Cleaner Production. – 2014. – Vol. 83. – P. 151–164. – DOI: 10.1016/j.jclepro.2014.07.073.
33. *Martinov G., Martinova L., Ljubimov A.* From classic CNC systems to cloud-based technology and back // Robotics and Computer-Integrated Manufacturing. – 2020. – Vol. 63. – DOI: 10.1016/j.rcim.2019.101927.
34. *Martinov G.M., Kovalev I.A., Grigoriev A.S.* Approach to building an autonomous cross-platform automation controller based on the synthesis of separate modules // Advances in Automation. RusAutoCon 2019. – Cham: Springer, 2020. – P. 128–136. – DOI: 10.1007/978-3-030-39225-3_15.
35. *Сосонкин В.Л., Мартинов Г.М.* Новейшие тенденции в области архитектурных решений систем ЧПУ // Автоматизация в промышленности. – 2005. – № 4. – С. 3–9.
36. Approach to the diagnosis and configuration of servo drives in heterogeneous machine control systems / G.M. Martinov, S.V. Sokolov, L.I. Martinova, A.S. Grigoryev, P.A. Nikishechkin // Advances in swarm intelligence. ICSI 2017 / ed. by Y. Tan, H. Takagi, Y. Shi, B. Niu. – Cham: Springer, 2017. – P. 586–594. – (Lecture Notes in Computer Science; vol. 10386). – DOI: 10.1007/978-3-319-61833-3_62.
37. *Sang Z., Xu X.* The framework of a cloud-based CNC system // Procedia CIRP. – 2017. – Vol. 63. – P. 82–88. – DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.152.
38. *Мартинов Г.М., Козак Н.В., Никишечкин П.А.* Решение задачи резервирования в станках с числовым программным управлением // СТИН. – 2020. – № 7. – С. 2–7.
39. *Базров Б.М., Балакишин Б.С.* Адаптивное управление станками. – М.: Машиностроение, 1973. – 688 с.

40. Математическая модель уточнения режимов резания для обеспечения точности токарной обработки нежестких валов на станках с ЧПУ / А.А. Жданов, А.Л. Плотников, Ю.Л. Чигиринский, И.В. Фирсов // Научные труды SWorld. – 2015. – Т. 3, № 4 (41). – С. 41–47.

41. Никищечкин П.А., Григорьев А.С. Практические аспекты разработки модуля диагностики и контроля режущего инструмента в системе ЧПУ // Вестник МГТУ СТАНКИН. – 2013. – № 4 (27). – С. 65–70.

42. Бобровский А.В., Драчев О.И. Технология механической обработки маложестких осесимметричных деталей // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2019. – № 9 (232). – С. 15–17.

43. Драчев О.И. Система автоматического управления эксплуатационной точностью длинномерных валов // Известия Волгоградского государственного технического университета. – 2017. – № 5 (200). – С. 18–20.

44. Казаков А.В., Жолобов А.А. Прогнозирование и обеспечение точности токарной обработки ступенчатых валов // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2014. – № 1 (42). – С. 6–14.

45. Кудинов В.А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.

46. Воронов С.А., Киселев И.А. Нелинейные задачи динамики процессов резания // Машиностроение и инженерное образование. – 2017. – № 2 (51). – С. 9–23.

47. Nonlinear dynamics of a machining system with two interdependent delays / A.M. Gouskov, S.A. Voronov, H. Paris, S.A. Batzer // Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation. – 2002. – Vol. 7. – P. 207–221. – DOI: 10.1016/s1007-5704(02)00014-x.

48. A prediction method of cutting force coefficients with helix angle of flat-end cutter and its application in a virtual three-axis milling simulation system / Y.-C. Kao, N.-T. Nguyen, M.-S. Chen, S.T. Su // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2015. – Vol. 77, N 9–12. – P. 1793–1809. – DOI: 10.1007/s00170-014-6550-8.

49. Stepan G., Insperger T., Szalai R. Delay, parametric excitation, and the nonlinear dynamics of cutting processes // International Journal of Bifurcation and Chaos. – 2005. – Vol. 15, N 9. – P. 2783–2798. – DOI: 10.1142/S0218127405013642.

50. Corpus W.T., Endres W.J. Added stability lobes in machining processes that exhibit periodic time varia-

tion – Part 1: An analytical solution // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 2004. – Vol. 126. – P. 467–474. – DOI: 10.1115/1.1765137.

51. Impact of the cutting dynamics of small radial immersion milling operations on machined surface roughness / G. Peigne, H. Paris, D. Brissaud, A. Gouskov // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2004. – Vol. 44. – P. 1133–1142. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.04.012.

52. The parametric effect and optimization on JIS S45C steel turning / H. Hadi, L. Tajul, Z.A. Zailani, M.F.M.A. Hamzas, M.S. Hussin // International Journal of Engineering Science and Technology. – 2011. – Vol. 3, N 5. – P. 4479–4487.

53. Rusinek R., Wiercigroch M., Wahi P. Influence of tool flank forces on complex dynamics of a cutting process // International Journal of Bifurcation and Chaos. – 2014. – Vol. 24 (9). – P. 189–201. – DOI: 10.1142/S0218127414501156.

54. Rusinek R., Wiercigroch M., Wahi P. Modeling of frictional chatter in metal cutting // International Journal of Mechanical Sciences. – 2014. – Vol. 89. – P. 167–176. – DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2014.08.020.

55. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Связь самоорганизации динамической системы резания с изнашиванием инструмента // Известия высших учебных заведений. Прикладная нелинейная динамика. – 2020. – Т. 28, № 1. – С. 46–61. – DOI: 10.18500/0869-6632-2020-28-1-46-61.

56. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Бифуркации притягивающих множеств деформационных смещений режущего инструмента в ходе эволюции свойств процесса обработки // Известия высших учебных заведений. Прикладная нелинейная динамика. – 2018. – Т. 26, № 5. – С. 20–38. – DOI: 10.18500/0869-6632-2018-26-5-20-38.

57. Lapshin V.P., Turkin I.A., Khristoforova V.V. Assessment of metal wear in turning on the basis of components of the cutting force // Russian Engineering Research. – 2020. – Vol. 40, N 9. – P. 797–800.

58. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Влияние динамики резания на выбор технологических режимов, обеспечивающих минимальное изнашивание режущих инструментов // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2020. – Т. 22, № 4. – С. 54–70. – DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.4-54-70.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Synergetic approach to improve the efficiency of machining process control on metal-cutting machines

Vilor Zakovorotny^a, Valery Gvindjiliya^{b, *}

Don State Technical University, 1 Gagarin square, Rostov-on-Don, 344000, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0003-2187-9897>, vzakovorotny@dstu.edu.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0003-1066-4604>, sinedden@yandex.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 29 June 2021

Revised: 17 July 2021

Accepted: 30 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Processing efficiency
 Self-organization and evolution
 Synergetics of reconciling external and internal dynamics

Funding

This study was performed with financial support of RFBR grants: “Development of the theory of analysis and synthesis of controlled self-organization in a dynamic cutting system during processing on the example of manufacturing parts on lathes”, No. 19-08-00022; “Development of methods for analysis and synthesis of a dynamic cutting system based on the criterion of minimizing the reduced manufacturing costs”, No. 20-38-90074.

Acknowledgements

Research were conducted at core facility “Structure, mechanical and physical properties of materials”.

ABSTRACT

Introduction. The efficiency of processing on metal-cutting machines is evaluated by the reduced cost of producing a batch of parts while ensuring the required quality. In modern production, parts are usually made on CNC machines. Today the CNC program and the trajectories of the machine tool actuators match each other with high accuracy, which, however, does not yet guarantee quality and efficiency of production. The definition of the CNC program is based on the knowledge base of rational modes, tools, coolant and etc. during processing. This base reflects some averaging over the set of machines, tools and processing conditions, and does not take into account changes in the properties of the dynamic system in the process of cutting. **Subject.** The paper deals with the synergistic matching of external control (CNC programs) and cutting dynamics (internal control). The internal control factors can be set a priori, as well as determined as a result of the influence of irreversible energy transformations in the cutting zone. **The purpose of the work** is to determine the law of controlling the trajectories of the machine’s executive elements in such a way that, with changing properties of the dynamic cutting system, the required surface quality of the part and minimizing the intensity of tool wear are ensured during the processing of the part. **Method and methodology.** Mathematical simulation of the controlled dynamic system, which properties change due to the a priori set laws of variation of subsystem parameters, as well as changes in the cutting properties conditioned by the power of irreversible energy transformation is presented. Consideration of the power of irreversible energy transformations is necessary for predicting back-edge wear, changes in dynamic coupling parameters, and evolutionary restructuring of cutting dynamics. **Results and Discussion.** The regularity of matching the CNC program with the changing properties of the cutting process, which allows increasing the processing efficiency while ensuring the required quality of parts, is disclosed. A number of properties of the dynamic cutting system caused by changing trajectory of the longitudinal feed rate of the tool during processing of the shaft, the stiffness change of which is given, are revealed and analyzed.

For citation: Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Synergetic approach to improve the efficiency of machining process control on metal-cutting machines. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 84–99. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-84-99. (In Russian).

References

1. Haken H. *Information and self-organization: a macroscopic approach to complex systems*. Amsterdam, Elsevier, 2006. 258 p. ISBN 978-3-540-33021-9. DOI: 10.1007/3-540-33023-2.

* Corresponding author

Gvindjiliya Valery E., Post-graduate Student
 Don State Technical University,
 1 Gagarin square,
 344000, Rostov-on-Don, Russian Federation
 Tel.: +7 (918) 583-23-33, e-mail: sinedden@yandex.ru



2. Prigogine I., George C. The second law as a selection principle: the microscopic theory of dissipative processes in quantum systems. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, 1983, vol. 80, pp. 4590–4594.
3. Ebeling W. von, Engel A., Feistel R. *Fizika protsessov evolyutsii* [Physics of evolution processes]. Moscow, URSS Publ., 2001. 328 p.
4. Nikolis Dzh. *Dinamika ierarkhicheskikh sistem* [Dynamics of Hierarchical Systems]. Moscow, Mir Publ., 1989. 488 p.
5. Kolesnikov A.A. *Prikladnaya sinergetika: osnovy sistemnogo sinteza* [Applied synergetics: fundamentals of system synthesis]. Taganrog, SFU Publ., 2007. 384 p.
6. Kolesnikov A.A. *Sinergeticheskaya teoriya upravleniya* [Synergetic theory of control]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1994. 344 p. ISBN 5-230-24678-2.
7. Kolesnikov A.A., Kuzmenko A.A. Metod AKAR i teoriya adaptivnogo upravleniya v zadachakh sinteza nelineinykh sistem upravleniya [The ACAR method and the theory of adaptive control in problems of synthesis of nonlinear control systems]. *Mekhatronika, avtomatizatsiya, upravlenie = Mechatronics, Automation, Control*, 2017, vol. 18, no. 9, pp. 579–589. DOI: 10.17587/mau.18.579-589.
8. Kolesnikov A.A., Kolesnikov A.I., Kuz'menko A.A. Metody AKAR i AKOR v zadachakh sinteza nelineinykh sistem upravleniya [Methods of ACAR and ACOR in problems of synthesis of nonlinear control systems]. *Mekhatronika, avtomatizatsiya, upravlenie = Mechatronics, automation, control*, 2016, vol. 17, no. 10, pp. 657–669. DOI: 10.17587/mau.17.657-669.
9. Zakovorotny V.L., Flek M.B., Pham D.T. Sinergeticheskaya kontseptsiya pri postroenii sistem upravleniya tochnost'yu izgotovleniya detalei slozhnoi geometricheskoi formy [Synergetic concept in the construction of precision control systems for manufacturing parts of complex geometric shapes]. *Vestnik Donskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Vestnik of Don State Technical University*, 2011, vol. 11, no. 10 (61), pp. 1785–1797.
10. Zakovorotny V.L., Gubanova A.A., Lukyanov A.D. Stability of shaping trajectories in milling: Synergetic concepts. *Russian Engineering Research*, 2016, vol. 36 (11), pp. 956–964. DOI: 10.3103/S1068798X16110216.
11. Zakovorotny V.L., Gubanova A.A., Lukyanov A.D. Parametric self-excitation of a dynamic end-milling machine. *Russian Engineering Research*, 2016, vol. 36 (12), pp. 1033–1039. DOI: 10.3103/S1068798X16120194.
12. Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Influence of spindle wobble in a lathe on the tool's deformational-displacement trajectory. *Russian Engineering Research*, 2018, vol. 38 (8), pp. 623–631. DOI: 10.3103/S1068798X1808018X.
13. Zakovorotny V.L., Bykador V.S. Cutting-system dynamics. *Russian Engineering Research*, 2016, vol. 36 (7), pp. 591–598. DOI: 10.3103/S1068798X16070182.
14. Zakovorotny V.L., Flek M.B., Ugnich E.A. Synergetic approach to the modeling of industrial enterprise's economic activity. *International Journal of Economic Perspectives*, 2016, vol. 10 (4), pp. 371–375.
15. Zakovorotny V.L., Shapovalov V.V. Dinamika transportnykh tribosistem [Dynamics of transport tribosystems]. *Sborka v mashinostroenii, priborostroenii = Assembling in Mechanical Engineering, Instrument-Making*, 2005, no. 12, pp. 19–24.
16. Ryzhkin A.A. *Sinergetika iznashivaniya instrumental'nykh materialov pri lezviinoi obrabotke* [Synergetics of tool wear in cutting edge treatment]. Rostov-on-Don, Don State Technical University Publ., 2019. 289 p. ISBN 9785789016695.
17. Starkov V.K. *Fizika i optimizatsiya rezaniya materialov* [Physics and optimization of cutting materials]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2009. 639 p.
18. Migranov M.Sh. Issledovaniya iznashivaniya instrumental'nykh materialov i pokrytii s pozitsii termodinamiki i samoorganizatsii [Research of wear of tool materials and coatings from the positions of thermodynamics and self-organization]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroenie = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 2006, no. 11, pp. 65–71.
19. Karimov I.G. Vliyanie temperatury rezaniya na energeticheskie parametry kontakta instrumenta s detal'yu [Influence of the cutting temperature on the energy parameters of the tool contact with the part]. *Vestnik Ufimskogo gosudarstvennogo aviationsionnogo tekhnicheskogo universiteta = Vestnik USATU*, 2012, vol. 16, no. 44 (49), pp. 85–89.
20. Gomez-Solano J.R., July C., Mehl J., Bechinger C. Non-equilibrium work distribution for interacting colloidal particles under friction. *New Journal of Physics*, 2015, vol. 17, p. 045026. DOI: 10.1088/1367-2630/17/4/045026.
21. Banjac M. Friction and wear processes-thermodynamic approach. *Tribology in Industry*, 2014, vol. 36, no. 4, pp. 341–347.
22. Abdel-Aal H.A. Thermodynamic modeling of wear. *Encyclopedia of Tribology*. Boston, MA, Springer, 2013, pp. 3622–3636. DOI: 10.1007/978-0-387-92897-5_1313.

23. Duyun T.A., Grinek A.V., Rybak L.A. Methodology of manufacturing process design, providing quality parameters and minimal costs. *World Applied Sciences Journal*, 2014, vol. 30 (8), pp. 958–963. DOI: 10.5829/idosi.wasj.2014.30.08.14120.
24. Mukherjee I., Ray P.K. A review of optimization techniques in metal cutting processes. *Computers and Industrial Engineering*, 2006, vol. 50, no. 1–2, pp. 15–34. DOI: 10.1016/j.cie.2005.10.001.
25. Kozochkin M.P., Fedorov S.V., Tereshin M.V. *Sposob opredeleniya optimal'noi skorosti rezaniya v protsesse metalloobrabotki* [Method for determining the optimal cutting speed in the process of metalworking]. Patent RF, no. 2538750, 2015.
26. Zariktuev V.Ts. Avtomatizatsiya protsessov na osnove polozheniya ob optimal'noi temperature rezaniya [Automatization of process based on concept of optimal cutting temperature]. *Vestnik Ufimskogo gosudarstvennogo aviatsionnogo tekhnicheskogo universiteta = Vestnik USATU*, 2009, vol. 12, no. 4, pp. 14–19.
27. Lapshin V.P., Khristoforova V.V., Nosachev S.V. Vzaimosvyaz' temperatury i sily rezaniya s iznosom i vibratsiyami instrumenta pri tokarnoi obrabotke metallov [Relationship of temperature and cutting force with tool wear and vibrations in metal turning]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2020, vol. 22, no. 3, pp. 44–58. DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.3-44-58.
28. Lapshin V., Moiseev D., Minakov V. Diagnosing cutting tool wear after change of cutting forces during turning. *AIP Conference Proceedings*, 2019, vol. 2188, p. 030001. DOI: 10.1063/1.5138394.
29. Begic-Hajdarevic D., Cekic A., Kulenovic M. Experimental study on the high speed machining of hardened steel. *Procedia Engineering*, 2014, vol. 69, pp. 291–295. DOI: 10.1016/j.proeng.2014.02.234.
30. Blau P., Busch K., Dix M., Hochmuth C., Stoll A., Wertheim R. Flushing strategies for high performance, efficient and environmentally friendly cutting. *Procedia CIRP*, 2015, vol. 26, pp. 361–366. DOI: 10.1016/j.procir.2014.07.058.
31. Chin C.-H., Wang Y.-C., Lee B.-Y. The effect of surface roughness of end-mills on optimal cutting performance for high-speed machining. *Strojniski Vestnik = Journal of Mechanical Engineering*, 2013, vol. 52 (2), pp. 124–134. DOI: 10.5545/sv-jme.2012.677.
32. Kant G., Sangwan K.S. Prediction and optimization of machining parameters for minimization power consumption and surface roughness in machining. *Journal of Cleaner Production*, 2014, vol. 83, pp. 151–164. DOI: 10.1016/j.jclepro.2014.07.073.
33. Martinov G., Martinova L., Ljubimov A. From classic CNC systems to cloud-based technology and back. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 2020, vol. 63. DOI: 10.1016/j.rcim.2019.101927.
34. Martinov G.M., Kovalev I.A., Grigoriev A.S. Approach to building an autonomous cross-platform automation controller based on the synthesis of separate modules. *Advances in Automation. RusAutoCon 2019*. Cham, Springer, 2020, pp. 128–136. DOI: 10.1007/978-3-030-39225-3_15.
35. Sosonkin V.L., Martinov G.M. Noveishie tendentsii v oblasti arkhitekturnykh reshenii sistem ChPU [Latest trends in the architecture of CNC systems]. *Avtomatizatsiya v promyshlennosti = Automation in Industry*, 2005, no. 4, pp. 3–9.
36. Martinov G.M., Sokolov S.V., Martinova L.I., Grigoryev A.S., Nikishechkin P.A. Approach to the diagnosis and configuration of servo drives in heterogeneous machine control systems. *Advances in Swarm Intelligence. ICSI 2017. Lecture Notes in Computer Science*. Ed. by Y. Tan, H. Takagi, Y. Shi, B. Niu. Cham, Springer, 2017, vol. 10386, pp. 586–594. DOI: 10.1007/978-3-319-61833-3_62.
37. Sang Z., Xu X. The framework of a cloud-based CNC system. *Procedia CIRP*, 2017, vol. 63, pp. 82–88. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.152.
38. Martinov G.M., Kozak N.V., Nikishechkin P.A. Reshenie zadachi rezervirovaniya v stankakh s chislovym programmnyim upravleniem [Solution of the redundancy problem in numerical control machines]. *STIN = Russian Engineering Research*, 2018, no. 7, pp. 2–7. (In Russian).
39. Bazrov B.M., Balakshin B.S. *Adaptivnoe upravlenie stankami* [Adaptive control of machine tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1973. 688 p.
40. Zhdanov A.A., Plotnikov A.L., Tchigirinsky Ju.L., Firsov I.V. Matematicheskaya model' utochneniya rezhimov rezaniya dlya obespecheniya tochnosti tokarnoi obrabotki nezhestkikh valov na stankakh s ChPU [The mathematical model of corrections the cutting conditions to providing the precision of nonrigid shafts turning on CNC machines]. *Nauchnye trudy SWorld = Scientific papers SWorld*, 2015, vol. 3, no. 4 (41), pp. 41–47.
41. Nikishechkin P.A., Grigoriev A.S. Prakticheskie aspekty razrabotki modulya diagnostiki i kontrolya rezhushchego instrumenta v sisteme CHPU [Practical aspects of the development of the module diagnosis and monitoring of cutting tools in the CNC]. *Vestnik MGTU STANKIN = Vestnik MSTU STANKIN*, 2013, no. 4 (27), pp. 65–70.
42. Bobrovsky A.V., Drachev O.I. Tekhnologiya mekhanicheskoi obrabotki malozhestkikh osesimmetrichnykh detalei [Technology of processing of low-rigid axisymmetric details]. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Izvestia of Volgograd State Technical University*, 2019, no. 9 (232), pp. 15–17.



43. Drachev O.I. Sistema avtomaticheskogo upravleniya ekspluatatsionnoi tochnost'yu dlinnomernykh valov [System of automatic control of operational accuracy of long-length shafts]. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta* = *Izvestia of Volgograd State Technical University*, 2017, no. 5 (200), pp. 18–20.
44. Kazakov A.V., Zholobov A.A. Prognozirovaniye i obespecheniye tochnosti tokarnoi obrabotki stupenchatykh valov [Forecasting and ensuring the accuracy of stepped shafts turning]. *Vestnik Belorussko-Rossiiskogo universiteta* = *Bulletin of the Belarusian-Russian University*, 2014, no. 1 (42), pp. 6–14.
45. Kudinov V.A. *Dinamika stankov* [Dynamics of machine tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1967. 359 p.
46. Voronov S.A., Kiselev I.A. Nelineinyye zadachi dinamiki protsessov rezaniya [Nonlinear problems of cutting process dynamics]. *Mashinostroenie i inzhenernoye obrazovanie* = *Mechanical engineering and engineering education*, 2017, no. 2 (51), pp. 9–23.
47. Gouskov A.M., Voronov S.A., Paris H., Batzer S.A. Nonlinear dynamics of a machining system with two interdependent delays. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, 2002, vol. 7, pp. 207–221. DOI: 10.1016/s1007-5704(02)00014-x.
48. Kao Y.-C., Nguyen N.-T., Chen M.-S., Su S.T. A prediction method of cutting force coefficients with helix angle of flat-end cutter and its application in a virtual three-axis milling simulation system. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, vol. 77, no. 9–12, pp. 1793–1809. DOI: 10.1007/s00170-014-6550-8.
49. Stepan G., Insperger T., Szalai R. Delay, parametric excitation, and the nonlinear dynamics of cutting processes. *International Journal of Bifurcation and Chaos*, 2005, vol. 15, no. 9, pp. 2783–2798. DOI: 10.1142/S0218127405013642.
50. Corpus W.T., Endres W.J. Added stability lobes in machining processes that exhibit periodic time variation – Part 1: An analytical solution. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2004, vol. 126, pp. 467–474. DOI: 10.1115/1.1765137.
51. Peigne G., Paris H., Brissaud D., Gouskov A. Impact of the cutting dynamics of small radial immersion milling operations on machined surface roughness. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, vol. 44, pp. 1133–1142. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.04.012.
52. Hasnul H., Tajul L., Zailani Z.A., Hamzas M.F.M.A., Hussin M.S. The parametric effect and optimization on JIS S45C steel turning. *International Journal of Engineering Science and Technology*, 2011, vol. 3, no. 5, pp. 4479–4487.
53. Rusinek R., Wiercigroch M., Wahi P. Influence of tool flank forces on complex dynamics of a cutting process. *International Journal of Bifurcation and Chaos*, 2014, 24 (9), pp. 189–201. DOI: 10.1142/S0218127414501156.
54. Rusinek R., Wiercigroch M., Wahi P. Modeling of frictional chatter in metal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2014, vol. 89, pp. 167–176. DOI: /10.1016/j.ijmecsci.2014.08.020.
55. Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Svyaz' samoorganizatsii dinamicheskoi sistemy rezaniya s iznashivaniem instrumenta [Link between the self-organization of dynamic cutting system and tool wear]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Prikladnaya nelineinaya dinamika* = *Izvestiya VUZ. Applied Nonlinear Dynamics*, 2020, vol. 28, no. 1, pp. 46–61. DOI: 10.18500/0869-6632-2020-28-1-46-61.
56. Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Bifurkatsii prityagivayushchikh mnozhestv deformatsionnykh smeshchenii rezhushchego instrumenta v khode evolyutsii svoystv protsessa obrabotki [Bifurcations of attracting sets of cutting tool deformation displacements at the evolution of treatment process properties]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Prikladnaya nelineinaya dinamika* = *Izvestiya VUZ. Applied Nonlinear Dynamics*, 2018, vol. 26, no. 5, pp. 20–38. DOI: 10.18500/0869-6632-2018-26-5-20-38.
57. Lapshin V.P., Turkin I.A., Khristoforova V.V. Assessment of metal wear in turning on the basis of components of the cutting force. *Russian Engineering Research*, 2020, vol. 40, no. 9, pp. 797–800.
58. Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. Vliyanie dinamiki rezaniya na vybor tekhnologicheskikh rezhimov, obespechivayushchikh minimal'noye iznashivanie rezhushchikh instrumentov [Influence of cutting dynamic on the selection of the technological regimes to ensure minimal wear of cutting tools]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2020, vol. 22, no. 4, pp. 54–70. DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.4-54-70.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Водород и его влияние на измельчение порошка никелида титана

Екатерина Абдульменова^{а, *}, Сергей Кульков^б

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, пр. Академический, 2/4, Томск, 634055, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0002-9594-5706>,  Ekaterina.V.Abdulmenova@yandex.ru, ^б  <https://orcid.org/0000-0002-4635-6569>,  kulikov@ispms.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 54.055: 621.762.01: 66.094.25

История статьи:

Поступила: 07 апреля 2021
Рецензирование: 23 апреля 2021
Принята к печати: 30 июля 2021
Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Порошок Ni-Ti
Механическая обработка
Гидрирование
Водород
Область когерентного рассеяния
Параметр решеток
Фазовый состав

Финансирование:

Результаты получены при выполнении комплексного проекта «Создание высокотехнологичного импортозамещающего производства полного цикла металлорежущих сложнопрофильных многогранных твердосплавных пластин для приоритетных отраслей промышленности» (соглашение о предоставлении субсидии от 27.11.2019 № 075-11-2019-036), реализуемого ИФПМ СО РАН при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках постановления Правительства РФ от 09.04.2010 № 218.

Благодарности:

Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. Промышленный никель-титановый сплав ПН55Т45 состава, близкого к эквипотенциальному, широко используется для изготовления изделий методом порошковой металлургии. Для достижения высоких физико-механических свойств сплава, полученного таким методом, необходимо использовать мелкодисперсные порошки, которые можно получить, реализуя высокоинтенсивное измельчение в планетарно-шаровой мельнице. Однако в процессе такой обработки возможно загрязнение, окисление порошка, агрегация частиц и др. Для решения этой проблемы предлагается использовать предварительное гидрирование для последующего измельчения в планетарной шаровой мельнице. **Целью работы** является изучение влияния водорода на измельчение порошка никелида титана. **Материалы и методы исследования.** Морфология и средний размер частиц порошков исследовались методом сканирующей электронной микроскопии; фазовый состав и параметры тонкой кристаллической структуры порошков – методами рентгеноструктурного и рентгенофазового анализа. Для оценки плотности дислокаций использовались данные рентгеноструктурного анализа. **Результаты и их обсуждение.** Показано, что использование предварительного гидрирования в течение 180 мин перед механической обработкой позволяет уменьшить средний размер частиц примерно в два раза. После механической обработки порошка параметры кристаллических решеток фаз TiNi (аустенит), Ti₂Ni и Ni₃Ti в пределах ошибки не изменяются. После механической обработки порошка с предварительным гидрированием значительно изменяется параметр кристаллической решетки только фазы Ti₂Ni, в частности, при 180 мин гидрирования параметр решетки возрастает до $1,1457 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ нм, что соответствует стехиометрии гидрида Ti₂NiH_{0,5} с параметром решетки 1,1500 нм. Наибольшая плотность дислокаций, оцененная по данным рентгеноструктурного анализа, содержится в фазе Ti₂Ni (511), а не в фазах TiNi (аустенит) (110) и Ni₃Ti (202). Таким образом, предварительное гидрирование может быть эффективным методом измельчения порошков за счет формирования хрупкого гидрида и подавления процесса агрегации мелких частиц при высокоинтенсивной механической обработке.

Для цитирования: Абдульменова Е.В., Кульков С.Н. Водород и его влияние на измельчение порошка никелида титана // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 100–111. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-100-111.

Введение

Известно, что наличие водорода в материале имеет неоднозначное влияние на изменения его свойств. Так, в [1, 2] показано, что водород может уменьшать способность металла к деформации, т.е. приводить к охрупчиванию [3],

*Адрес для переписки

Абдульменова Екатерина Владимировна, аспирант, м.н.с.
Институт физики прочности и материаловедения СО РАН,
пр. Академический, 2/4,
634055, г. Томск, Россия
Тел.: (3822) 28-69-88, e-mail: Ekaterina.V.Abdulmenova@yandex.ru

обусловленному образованием хрупких гидридов на основных плоскостях скольжения и двойникования [4]. С другой стороны, в [5] обнаружено увеличение пластичности титановых сплавов – эффект водородного пластифицирования, а в [6] показано, что наличие водорода в решетке позволяет изменять температуры фазовых превращений.

Известно, что пластичные материалы способны деформироваться без нарушения сплошности и образования трещин [7], одним из представителей которых является никелид титана, обладающий рядом уникальных свойств [8] и нашедший широкое применение в промышленности. Часто изделия из никелида титана получают методами порошковой металлургии. Для получения высоких физико-механических свойств в этой технологии необходимо использовать мелкодисперсные порошки [9]. Существуют разные методы получения мелкодисперсных порошков, такие как физико-химический (метод восстановления, электролитический метод, карбонильный метод) и механический (получение порошка из расплава металлов, измельчение в твердом состоянии: шаровые, вихревые, планетарно-шаровые мельницы и вибромельницы). Одним из способов измельчения является высокоинтенсивная механическая обработка порошка в планетарно-шаровой мельнице. Однако при том что этот метод относительно недорогой, быстрый и простой в реализации, в результате измельчения возможно загрязнение, окисление порошка и агрегация частиц и др. [10]. Известно, что гидриды металлов, как правило, являются хрупкими веществами [11, 12], что может препятствовать процессу агрегации мелких частиц в процессе измельчения при высокоинтенсивной обработке. Поэтому предварительное гидрирование порошка может не только обеспечивать более интенсивное измельчение порошков, но процесс гидрирования-дегидрирования порошка может также обусловить проявление эффекта самоизмельчения вследствие расширения – сжатия решетки [13]. Более того, спекание гидрированных порошков согласно [14–16] приводит к выделению водорода, способствующего очищению порошка от примесей, таких как кислород, углерод, хлор, в то время как при нагреве порошков после размолла в мельнице загрязнения остаются в материале. Это подтверждается в [17, 18], где

представлен положительный эффект от водорода в процессе спекания с высвобождающимся водородом.

Целью настоящей работы является изучение влияния водорода на измельчение порошка никелида титана.

Основные **задачи** настоящей работы, следующие:

1) изучить морфологию частиц и их размер методом сканирующей электронной микроскопии до и после механической обработки исходного и гидрированных порошков; 2) изучить изменение фазового состава и параметров тонкой кристаллической структуры методами рентгеноструктурного и рентгенофазового анализа после механической обработки исходного и гидрированных порошков.

Материалы и методы исследований

Изучен промышленный порошок никелида титана марки ПН55Т45 производства фирмы «Полема». Порошок обрабатывали в планетарной шаровой мельнице АГО-2 (Россия) в воздушной среде при комнатной температуре и атмосферном давлении, диаметр стальных шаров составлял 0,7 см, соотношение порошка к шарам составило 1:5, скорость вращения планетарного диска 1820 об/мин, что обеспечивает ускорение 60g. Время механической обработки составляло 100 с.

Гидрирование до механической обработки проводили электрохимическим методом в специальной ячейке. Электролитом служил 20 %-й водный раствор хлорида натрия (NaCl) и поверхностно-активного вещества декстрина (C₆H₁₀O₅)_n в концентрации 1,5 г/л комнатной температуры [19]. Плотность катодного тока составляла 55 мА/см², напряжение в ячейке составляло 4,0 В. В качестве анода использована графитовая пластина, а порошок, лежащий на чашке из нержавеющей стали, играл роль катода [20]. Время гидрирования составляло 90 и 180 мин.

Морфология и средний размер частиц порошков оценивался по СЭМ-изображениям, полученным с помощью сканирующего электронного микроскопа (СЭМ) при использовании микроскопа TESCAN VEGA3 SBH. Форма частиц оценивалась по методу, предложенному

Хаузнером [21]. Для построения распределений частиц по размерам производили измерение двух размеров плоскости проекции каждой частицы – максимальный $d_{\max}$ и минимальный $d_{\min}$, всего было проанализировано около 650 частиц. На основании полученных измерений рассчитывался средний размер частиц, дисперсия по размеру и медианный диаметр. Порошок никелида титана в исходном состоянии состоит преимущественно из сферических частиц с гладкой поверхностью со средним размером 11,1 мкм, дисперсия по размеру составляет 7,5 мкм. При этом в порошке можно выделить фракции мелких и крупных частиц. Так, большая часть частиц мелкой фракции имеет размер до 7,3 мкм, а их количество от общего числа составляет 37,2 %, агломерированные частицы имеют размер до 55 мкм [22].

Для определения структуры и фазового состава исследуемых образцов использовали методы рентгеновского анализа. Рентгенограммы получали с помощью дифрактометра типа «ДРОН» (Россия) с $\text{Cu K}\alpha$ -излучением с экспозицией на каждой точке съемки, обеспечивающей статистическую точность не хуже 0,5 %. Для идентификации фазового состава использовалась порошковая база данных ICDD PDF-2. Параметры кристаллической решетки определяли с использованием программы для рентгеноструктурных расчетов tr32 [23] по межплоскостным расстояниям для всех отражений в диапазоне углов от 10 до 100°. Для определения относительного содержания фаз использовались интегральные интенсивности всех идентифицированных фаз в диапазоне углов 35...50°, в этом диапазоне располагаются наиболее интенсивные отражения всех фаз. При этом сумма всех линий составляет 100 %. Размер области когерентного рассеяния (ОКР) рассчитывали по уравнению Шеррера [24] по первой линии рентгеновских спектров, для расчета определялась полная ширина на половине максимума (FWHM) для каждой фазы. В порошковом состоянии определить все отражения, характерные для фаз, является сложной задачей вследствие значительного уширения дифракционных линий. В связи с этим метод Уильямсона – Холла не применим. Тем не менее стоит отметить, что рассчитанные размеры ОКР несколько занижены, поскольку в этом случае вклады в уширение за счет размеров

ОКР и величины микродисторсии не разделены. Дифракционные профили аппроксимировались с помощью функции Лоренца.

Результаты и их обсуждение

На рис. 1 показаны СЭМ-изображения порошков и распределения частиц по размерам после механической обработки (рис. 1, а, б) и после механической обработки с предварительным гидрированием порошка в течение 90 мин (рис. 1, в, г), 180 мин (рис. 1, д, е). Видно, что после механической обработки (рис. 1, а) средний размер частиц уменьшился на 2 % и составляет 10,9 мкм, в то время как дисперсия по размерам увеличилась с 7,5 до 10,9 мкм. В порошке можно выделить фракции мелких и крупных частиц (рис. 1, б). Так, частицы мелкой фракции с гладкой поверхностью имеют размер до 3,6 мкм, а их количество от общего числа составляет 33,3 %, агломерированные частицы имеют размер до 83,1 мкм. После механической обработки с предварительным гидрированием порошка в течение 90 мин (рис. 1, в) средний размер частиц уменьшился на 13 % и составляет 9,7 мкм, дисперсия по размерам составляет 9,6 мкм. Частицы мелкой фракции с гладкой поверхностью имеют размер до 3,6 мкм, а их количество от общего числа возросло до 37,6 %, агломерированные частицы имеют размер до 80,6 мкм (рис. 1, г). После механической обработки с предварительным гидрированием порошка в течение 180 мин (рис. 1, д) средний размер частиц уменьшился на 40 % и составляет 6,7 мкм, дисперсия по размерам также уменьшилась до 7,7 мкм. Частицы мелкой фракции с гладкой поверхностью имеют размер до 2,6 мкм, а их количество от общего числа составляет 41,2 %, размер агломерированных частиц уменьшился до 62,9 мкм (рис. 1, е). Форма частиц в процессе механической обработки и предварительного гидрирования не изменяется и близка к сферической, по видимому, вследствие высокоэнергетического воздействия на частицы в планетарной мельнице.

На рис. 2 представлены рентгенограммы порошков в исходном состоянии: после механической обработки (образец № 1), после механической обработки с предварительным гидрированием 90 (образец № 2) и 180 (образец № 3) мин. Видно, что на всех рентгенограммах

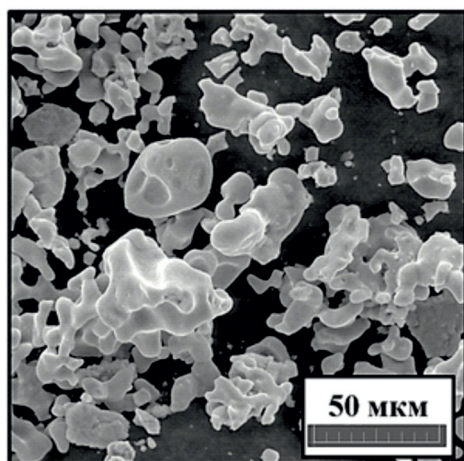
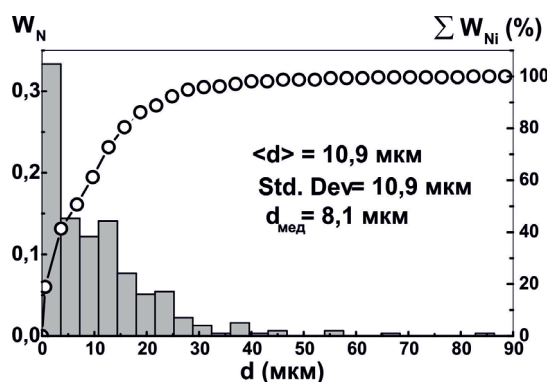
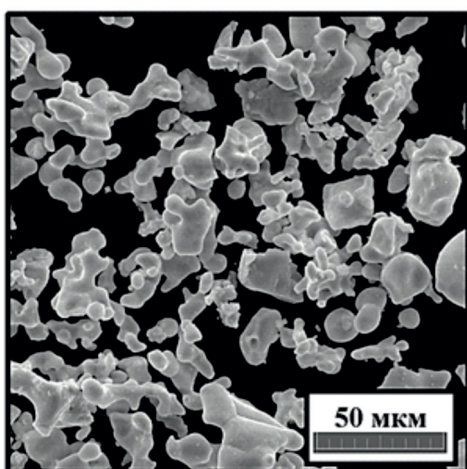
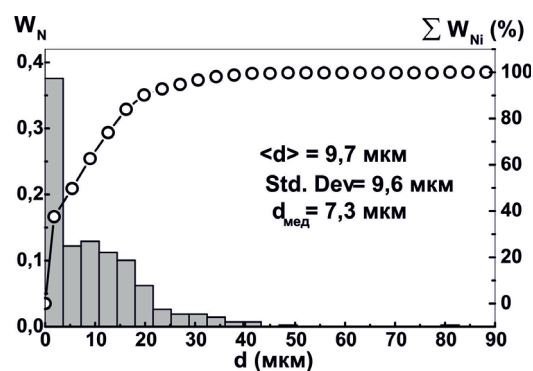
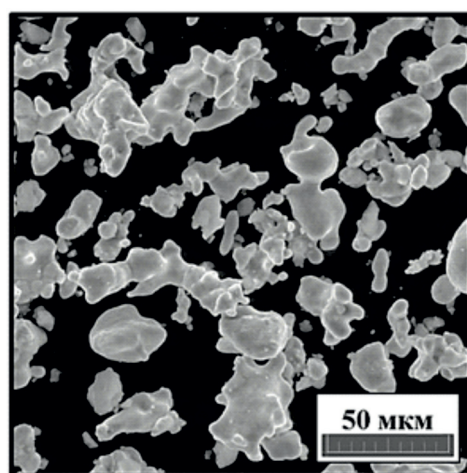
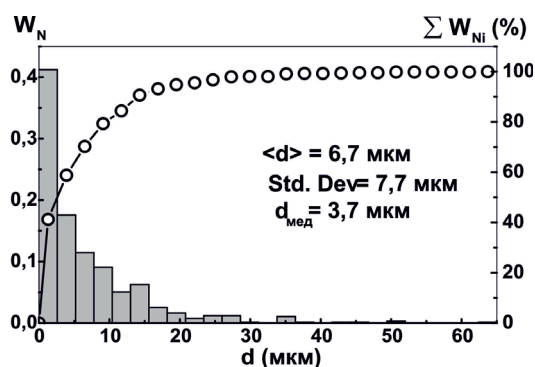
*a**б**в**г**д**е*

Рис. 1. СЭМ-изображения порошков и распределения частиц по размерам после механической обработки (*a, б*) и после механической обработки с предварительным гидрированием порошка в течение 90 мин (*в, г*), 180 мин (*д, е*)

Fig. 1. SEM images and particle size distribution of the powder after ball milling (*a, б*) and after mechanical treatment with preliminary hydrogenation for 90 minutes (*в, г*), 180 minutes (*д, е*)

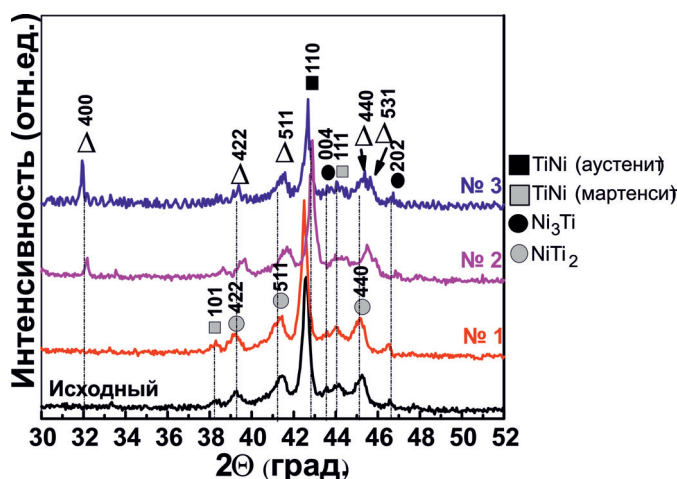


Рис. 2. Рентгенограммы порошков: в исходном состоянии, образец № 1 – после механической обработки; образцы № 2, 3 – после механической обработки с предварительным гидрированием 90 и 180 мин соответственно

Fig. 2. XRD patterns of powders: in the initial state, sample No. 1 – after mechanical treatment; samples No. 2, 3 – after mechanical treatment with preliminary hydrogenation for 90 and 180 minutes respectively

присутствуют дифракционные отражения аустенитной фазы TiNi, следы мартенситной фазы TiNi, Ti₂Ni и Ni₃Ti. На рентгенограмме порошка после механической обработки (МО) фазовый состав не изменился (образец № 1), при этом видно, что полуширины линий увеличились незначительно – не более чем на 19 %. На рентгенограммах порошков после МО с предварительным гидрированием (образцы № 2 и 3), присутствуют два интенсивных пика на углах 32,1° и 45,8°, которые принадлежат кубической фазе гидроксида Ti₂NiH_x с индексами отражения (400) и (531).

Относительное содержание фазы Ti₂Ni возрастает с 36 ± 5 % (исходное состояние порошка) до 42 ± 5 %, а TiNi (аустенит + мартенсит) уменьшается с 62 ± 5 % (исходное состояние порошка) до 54 ± 5 % в процессе механической обработки гидрированного порошка в течение 180 мин. После механической обработки исходного и гидрированного порошка в течение 90 мин содержание практически не изменяется относительно исходного состояния порошка, кроме того, во всех порошках присутствует небольшое количество фазы Ni₃Ti – не более 5 %.

После гидрирования угловые положения линий различных фаз смещаются (рис. 2), поэтому

были рассчитаны параметры кристаллических решеток фаз, результаты представлены в табл. 1. После механической обработки исходного порошка и гидрированных порошков параметр решетки мартенситной фазы определить затруднительно вследствие значительного уширения дифракционных линий, поэтому в таблице эта величина обозначена «вопросительным» знаком. Из таблицы видно, что параметры кристаллических решеток всех обнаруженных фаз в порошке в исходном состоянии хорошо согласуются с литературными данным [25–28]. После механической обработки порошка параметры решеток фаз TiNi (аустенит), Ti₂Ni и Ni₃Ti в пределах ошибки не изменяются. После МО гидрированного порошка в течение 180 мин параметр решетки фазы Ni₃Ti уменьшается с 0,8316 (исходное состояние порошка) до 0,8241 нм, а параметр решетки фазы Ti₂Ni увеличился с 1,1333 (исходное состояние порошка) до 1,1457 нм, т. е. в процессе механической обработки гидрированного порошка значительно изменяется параметр решетки только фазы Ti₂Ni, а его величина близка к параметру решетки гидроксида со стехиометрией Ti₂NiH_{0,5}, значение которого составляет 1,1500 нм (ICDD PDF2 270346) [29, 30].

В табл. 2 представлены данные о микроструктурных параметрах фаз. Здесь же представлена оценка плотности дислокаций (ρ), расчет которой производился в соответствии с [31] по первой линии рентгеновских спектров в предположении, что их ширина обусловлена только размером ОКР, поэтому величина плотности завышена. Из таблицы видно, что полуширина фазы TiNi (аустенит) в пределах ошибки не изменяется в процессе механической обработки исходного и гидрированных порошков, в то время как полуширина фазы Ni₃Ti увеличивается с 0,084° (исходное состояние порошка) до 0,260° (механическая обработка гидрированного порошка в течение 90 мин), а затем снижается до 0,143° (механическая обработка гидрированного порошка в течение 180 мин).

Рассчитанный размер ОКР для фаз TiNi и Ti₂Ni в пределах ошибки не изменяется и составляет 29 ± 5 нм и 11 ± 5 нм для всех порошков, в то время как для фазы Ni₃Ti после МО уменьшается с 108 ± 5 до 49 ± 5 нм, после МО гидрированных порошков уменьшается до 35 ± 5 нм при 90 мин, увеличивается до 63 ± 5 нм (180 мин).

Параметры кристаллических решеток формирующихся фаз

Lattice parameters of the forming phases

Вид обработки	Параметр решетки фазы, нм
Исходное состояние	TiNi (аустенит): $a = 0,3007 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	TiNi (мартенсит): $a = 0,2690 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $b = 0,4570 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c = 0,4122 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $\beta = 87, 4^\circ$
	Ti ₂ Ni: $a = 1,1333 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	Ni ₃ Ti: $a = 0,5099 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c = 0,8308 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c/a = 1,6293$
Механическая обработка	TiNi (аустенит): $a = 0,3009 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	TiNi (мартенсит): ?
	Ti ₂ Ni: $a = 1,1338 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	Ni ₃ Ti: $a = 0,5108 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c = 0,8316 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c/a = 1,6280$
Механическая обработка с предварительным гидрированием 90 минут	TiNi (аустенит): $a = 0,2995 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	TiNi (мартенсит) ?
	Ti ₂ Ni: $a = 1,1393 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	Ni ₃ Ti: $a = 0,5067 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c = 0,8241 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c/a = 1,6265$
Механическая обработка с предварительным гидрированием 180 минут	TiNi (аустенит): $a = 0,3004 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	TiNi (мартенсит): ?
	Ti ₂ Ni: $a = 1,1457 \pm 5 \cdot 10^{-4}$
	Ni ₃ Ti: $a = 0,5098 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c = 0,8280 \pm 5 \cdot 10^{-4}$ $c/a = 1,6241$

Таблица 2

Table 2

Данные о микроструктурных параметрах фаз

The microstructural parameters of phases

Вид обработки	FWHM (град)		
	TiNi (аустенит) (110)	Ni ₃ Ti (202)	Ti ₂ Ni (511)
Исходное состояние	$0,300 \pm 0,025$ ($3,4 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,084 \pm 0,025$ ($0,3 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,726 \pm 0,025$ ($20,2 \cdot 10^{11}$) см ⁻²
Механическая обработка	$0,296 \pm 0,025$ ($3,3 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,185 \pm 0,025$ ($1,3 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,917 \pm 0,025$ ($32,6 \cdot 10^{11}$) см ⁻²
Механическая обработка с предварительным гидрированием 90 мин	$0,314 \pm 0,025$ ($3,7 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,260 \pm 0,025$ ($2,5 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,904 \pm 0,025$ ($31,2 \cdot 10^{11}$) см ⁻²
Механическая обработка с предварительным гидрированием 180 мин	$0,330 \pm 0,025$ ($4,1 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,143 \pm 0,025$ ($0,8 \cdot 10^{11}$) см ⁻²	$0,690 \pm 0,025$ ($18,0 \cdot 10^{11}$) см ⁻²

Несмотря на то что абсолютный рост плотности дефектов в фазе Ni₃Ti больше, чем в фазах TiNi и Ti₂Ni, величина плотности дислокаций для фазы Ti₂Ni больше в 6 раз, чем в фазе TiNi, и в 67 раз, чем в Ni₃Ti в исходном состоянии. По-видимому, высокое значение плотности дефектов в исходном состоянии в фазе Ti₂Ni способствует интенсивному взаимодействию водорода именно с этой фазой [20], что также способствует более интенсивному дроблению при механической обработке порошка за счет формирования хрупкого гидроксида.

Некоторое снижение плотности дефектов при более длительном гидрировании, до 180 мин, по-видимому, обусловлено заполнением дефектов водородом, приводящим к снижению плотности дислокаций, что показано в работах [32–34].

Выводы

Проведенное исследование показало следующее.

1. При механической обработке гидрированного порошка в течение 180 мин средний размер частиц порошка никелида титана уменьшается почти в два раза, в то время как при механической обработке исходного порошка средний размер почти не изменяется.

2. Параметры решеток фаз TiNi (аустенит), Ti₂Ni и Ni₃Ti в порошке после механической об-

работки не изменяются и находятся в хорошем соответствии с литературными данными. После механической обработки гидрированных порошков возрастает только параметр решетки фазы Ti₂Ni, а его величина близка к параметру решетки гидроксида со стехиометрией Ti₂NiH_{0,5}.

3. Оцененная плотность дислокаций в фазе Ti₂Ni почти на порядок больше, чем для фаз TiNi и Ni₃Ti.

Таким образом, предварительное гидрирование может быть эффективным методом измельчения порошков за счет формирования хрупкого гидроксида и подавления процесса агрегации мелких частиц при высокоинтенсивной механической обработке.

Список литературы

1. Wade N., Adachi Y., Hosoi Z. A role of hydrogen in shape memory effect of Ti-Ni alloys // Scripta Metallurgica et Materialia. – 1990. – Vol. 24 (6). – P. 1051–1055. – DOI: 10.1016/0956-716x(90)90298-u.
2. Hydrogen embrittlement of work-hardened Ni-Ti alloy in fluoride solutions / K. Yokoyama, K. Kaneko, T. Ogawa, K. Moriyama, K. Asaoka, J. Sakai // Biomaterials. – 2005. – Vol. 26. – P. 101–108. – DOI: 10.1016/j.biomaterials.2004.02.009.
3. Закономерности водородного охрупчивания аустенитных нержавеющей сталей с ультрамелкозернистой структурой разной морфологии / Е.Г. Астафурова, Е.В. Мельников, С.В. Астафуров, И.В. Раточка, И.П. Мишин, Г.Г. Майер, В.А. Москвина,

Г.Н. Захаров, А.И. Смирнов, В.А. Батаев // Физическая мезомеханика. – 2018. – Т. 21, № 2. – С. 103–117. – DOI: 10.24411/1683-805X-2018-12011.

4. Колачев Б.А. Водородная хрупкость металлов. – М.: Металлургия, 1985. – 216 с.

5. Гадельшин М.Ш., Анисимова Л.И., Бойцова Е.С. Водородное пластифицирование титановых сплавов // Международный научный журнал альтернативная энергетика и экология. – 2004. – Т. 17. – № 9. – С. 26–29.

6. Влияние водорода на структуру закаленного сплава на основе орторомбического алюминид титана и фазовые превращения при последующем нагреве / О.Г. Хаджиева, А.Г. Илларионов, А.А. Попов, С.В. Гриб // Физика металлов и металловедение. – 2013. – Т. 114, № 6. – С. 577–582. – DOI: 10.7868/S0015323013060077.

7. Functional role of polycrystal grain boundaries and interfaces in micromechanics of metal ceramic composites under loading / V.E. Panin, V.E. Egorushkin, D.D. Moiseenko, P.V. Maksimov, S.N. Kulkov, S.V. Panin // Computational Materials Science. – 2016. – Vol. 116. – P. 74–81. – DOI: 10.1016/j.comatsci.2015.10.

8. Otsuka K., Ren X. Physical metallurgy of Ti-Ni-based shape memory alloys // Progress in Materials Science. – 2005. – Vol. 50 (5). – P. 511–678. – DOI: 10.1016/j.pmatsci.2004.10.001.

9. El-Eskandarany M.S. Structure and properties of nanocrystalline TiC full-density bulk alloy consolidated from mechanically reacted powders // Journal of Alloys and Compounds. – 2000. – Vol. 305. – P. 225–238. – DOI: 10.1016/S0925-8388(00)00692-7.

10. Nobuki T., Crivello J.-C., Cuevas F. Fast synthesis of TiNi by mechanical alloying and its hydrogenation properties // International Journal of Hydrogen Energy. – 2019. – Vol. 44. – P. 10770–10776. – DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.02.203.

11. Effect of cycling on hydrogen storage properties of Ti₂CrV alloy / A. Kumar, K. Shashikala, S. Banerjee, J. Nuwad, P. Das, C.G.S. Pillai // International Journal of Hydrogen Energy. – 2012. – Vol. 37. – P. 3677–3682. – DOI: 10.1016/j.ijhydene.2011.04.135.

12. Destructive hydrogenation as method for improvement of TiNi exploitation properties / T.I. Bratanich, O.I. Get'man, T.V. Permyakova, V.V. Skorokhod // International Journal of Hydrogen Energy. – 2007. – Vol. 32. – P. 3941–3946. – DOI: 10.1016/j.ijhydene.2007.04.033.

13. Hydrogenation properties of nanostructured Ti₂Ni-based alloys and nanocomposites / M. Balcerzak, J. Jakubowicz, T. Kachlicki, M. Jurczyk // Journal of Power Sources. – 2015. – Vol. 280. – P. 435–445. – DOI: 10.1016/j.jpowsour.2015.01.135.

14. Diffusion during powder metallurgy synthesis of titanium alloys / O.M. Ivasishin, D. Eylon, V.I. Bon-

darchuk, D.G. Savvakina // Defect Diffusion Forum. – 2008. – Vol. 277. – P. 177–185. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/ddf.277.177.

15. Role of surface contamination in titanium PM / O.M. Ivasishin, D.G. Savvakina, M.M. Gumenyak, O.B. Bondarchuk // Key Engineering Materials. – 2012. – Vol. 520. – P. 121–132. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.520.121.

16. Ivasishin O.M., Moxson V.S. Low-cost titanium hydride powder metallurgy // Titanium Powder Metallurgy. – Amsterdam; Boston: Elsevier, 2015. – P. 117–148. – DOI: 10.1016/b978-0-12-800054-0.00008-3.

17. Sun P., Fang Z.Z., Koopman M. A comparison of hydrogen sintering and phase transformation (HSPT) processing with vacuum sintering of CP-Ti // Advanced Engineering Materials. – 2013. – Vol. 15. – P. 1007–1013. – DOI: 10.1002/adem.201300017.

18. Paramore J.D., Fang Z.Z., Sun P. Hydrogen sintering of titanium and its alloys // Titanium Powder Metallurgy. – Amsterdam; Boston: Elsevier, 2015. – P. 163–182. – DOI: 10.1016/b978-0-12-800054-0.00010-1.

19. Баймаков Ю.В., Журин А.И. Электролиз в гидрометаллургии. – М.: Металлургиздат, 1962. – 617 с.

20. Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Mechanical high-energy treatment of TiNi powder and phase changes after electrochemical hydrogenation // International Journal of Hydrogen Energy. – 2021. – Vol. 46. – P. 823–836. – DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.09.171.

21. Дресвянников А.Ф., Колпаков М.Е. Контроль и управление качеством материалов. – Казань: КГТУ, 2007. – 389 с. – ISBN 978-5-7882-0255-0.

22. Абдульменова Е.В., Кульков С.Н. Закономерности изменения структуры после механической активации порошкового TiNi и его взаимодействие с водородом // Известия высших учебных заведений. Физика. – 2019. – Т. 62, № 8. – С. 137–142. – DOI: 10.17223/00213411/62/8/137.

23. Tabular processor for X-ray diffractometry. – URL: <http://slavic.me/rtp/index.htm> (accessed: 12.08.2021).

24. Scherrer P. Bestimmung der inneren Struktur und der Größe von Kolloidteilchen mittels Röntgenstrahlen // Kolloidchemie Ein Lehrbuch. – Berlin; Heidelberg: Springer, 1912. – P. 387–409. – DOI: 10.1007/978-3-662-33915-2_7.

25. Stuewe H-P., Shimomura Y. Lattice constants of the body-centered-cubic phases FeTi, CoTi, and NiTi // Zeitschrift für Metallkunde. – 1960. – Vol. 51. – P. 180–181.

26. Muller M.H., Knott H.W. Powder metallurgy and metal ceramics // Transactions of the Metallurgical Society of AIME 227. – 1963. – Vol. 674. – P. 674–677.

27. Laves F., Wallbaum H.J. Die Kristallstruktur von Ni₃Ti und Si₂Ti // Zeitschrift für Kristallographie – Crystalline Materials. – 1939. – Vol. 101. – P. 78–93. – DOI: 10.1524/zkri.1939.101.1.78.

28. *Michal G.M., Sinclair R.* The structure of TiNi martensite // *Acta Crystallographica. Section B: Structural Science.* – 1981. – Vol. 37. – P. 1803–1807. – DOI: 10.1107/S0567740881007292.
29. Wasserstoff in intermetallischen phasen am beispiel des systems titan-nickel-wasserstoff / H. Buchner, M. Gutjahr, K. Beccu, H. Saufferer // *Zeitschrift Fur Metallkunde.* – 1972. – Vol. 63. – P. 497–500.
30. Mechanism of early capacity loss of Ti_2Ni hydrogen-storage alloy electrode / B. Luan, N. Cui, H. Zhao, H.K. Liu, S.X. Dou // *Journal of Power Sources.* – 1995. – Vol. 55. – P. 101–106. – DOI: 10.1016/0378-7753(94)02162-v.
31. *Williamson G.K., Smallman R.E.* Dislocation densities in some annealed and cold-worked metals from measurements on the X-ray Debye-Scherrer spectrum // *Philosophical Magazine.* – 1956. – Vol. 1 (1). – P. 34–46. – DOI: 10.1080/14786435608238074.
32. Взаимодействие водорода с металлами / В.Н. Агеев, И.Н. Бекман, О.П. Бурмистрова и др.; отв. ред. А.П. Захаров. – М.: Наука, 1987. – 296 с.
33. *Tomita M., Yokoyama K., Sakai J.* Effects of potential, temperature and pH on hydrogen absorption and thermal desorption behaviors of Ni-Ti superelastic alloy in 0.9 % NaCl solution // *Corrosion Science.* – 2008. – Vol. 50. – P. 2061–2069. – DOI: 10.1016/j.corsci.2008.04.022.
34. Defect studies of H implanted niobium / I. Prochazka, J. Cizek, V. Havranek, W. Anwand // *Journal of Alloys and Compounds.* – 2015. – Vol. 645. – P. S69–S71. – DOI: 10.1016/j.jallcom.2015.01.197.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Hydrogen and its effect on the grinding of Ti-Ni powder

Ekaterina Abdulmenova ^{a, *}, Sergey Kulkov ^b

Institute of Strength Physics and Materials Science of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences, 2/4 pr. Akademicheskii, Tomsk, 634055, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-9594-5706>, Ekaterina.V.Abdulmenova@yandex.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-4635-6569>, kulkov@ispms.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 07 April 2021

Revised: 23 April 2021

Accepted: 30 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Ni-Ti powder

Mechanical treatment

Hydrogenation

Hydrogen

Coherently diffracting domain

Lattice parameter

Phase composition

Funding

The results were obtained in the framework of the Integrated Project “Establishment of import-substituting high-tech full-cycle production of complex-shaped indexable carbide cutting inserts for priority industries” (Agreement No. 075-11-2019-036 dated November 27, 2019) implemented by the ISPMS SB RAS at the financial support of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation as part of Decree of the Government of the Russian Federation No. 218 dated April 09, 2010.

Acknowledgements

Research were conducted at core facility “Structure, mechanical and physical properties of materials”.

ABSTRACT

Introduction. Industrial nickel-titanium alloy PN55T45 closed to the equiatomic composition is widely used for the manufacture of products by powder metallurgy. To achieve high physical and mechanical properties of the material obtained by this method, it is necessary to use fine powders, which can be obtained by implementing high-intensity grinding in a planetary ball mill. However, during such treatment, contamination, powder oxidation and particle aggregation, etc. are possible. To solve this problem, preliminary hydrogenation is proposed for subsequent grinding in a planetary ball mill. **The aim of the work** is to study the effect of hydrogen on the grinding of titanium nickelide powder. **Materials and methods.** The morphology and average particle size of the powders were studied by scanning electron microscopy. The structure and phase composition of the powders were investigated by the methods of X-ray structural and X-ray phase analysis. The data of X-ray structural analysis were used to estimate the dislocation density. **Results and discussions.** It is shown that the use of pre-hydrogenation for 180 minutes before machining allows reducing the average particle size by about a half. After mechanical treatment of the powder, the parameters of the crystal lattices of the TiNi (austenite), Ti₂Ni and Ni₃Ti phases do not change within the error range. After mechanical treatment of the powder with preliminary hydrogenation, the crystal lattice parameter of only the Ti₂Ni phase changes significantly, in particular, at 180 minutes of hydrogenation, the lattice parameter increases to $1.1457 \pm 5 \times 10^{-4}$ nm, which corresponds to the stoichiometry of the Ti₂NiH_{0.5} hydride with a lattice parameter of 1.1500 nm. The highest dislocation density estimated by X-ray diffraction analysis is contained in the Ti₂Ni (511) phase than in the TiNi (austenite) (110) and Ni₃Ti (202) phases. Thus, preliminary hydrogenation can be an effective method of powder grinding due to the formation of brittle hydride and suppression of the aggregation of fine particles during high-intensity mechanical treatment.

For citation: Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Hydrogen and its effect on the grinding of Ti-Ni powder. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 100–111. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-100-111. (In Russian).

* Corresponding author

Abdulmenova Ekaterina V., Postgraduate student, Research assistant
 Institute of Strength Physics and Materials Science
 of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences,
 2/4 pr. Akademicheskii,
 634055, Tomsk, Russian Federation
Tel.: 8 (3822) 286-988, **e-mail:** Ekaterina.V.Abdulmenova@ispms.ru

References

1. Wade N., Adachi Y., Hosoi Z. A role of hydrogen in shape memory effect of Ti-Ni alloys. *Scripta Metallurgica et Materialia*, 1990, vol. 24 (6), pp. 1051–1055. DOI: 10.1016/0956-716x(90)90298-u.
2. Yokoyama K., Kaneko K., Ogawa T., Moriyama K., Asaoka K., Sakai J. Hydrogen embrittlement of work-hardened Ni-Ti alloy in fluoride solutions. *Biomaterials*, 2005, vol. 26, pp. 101–108. DOI: 10.1016/j.biomaterials.2004.02.009.
3. Astafurova E.G., Melnikov E.V., Astafurov S.V., Ratochka I.V., Mishin I.P., Maier G.G., Moskvina V.A., Zakharov G.N., Smirnov A.I., Bataev V.A. Hydrogen embrittlement of austenitic stainless steels with ultrafine-grained structures of different morphologies. *Physical Mesomechanics*, 2019, vol. 22, no. 4, pp. 113–126. DOI: 10.1134/S1029959919040076. Translated from *Fizicheskaya mezomekhanika*, 2018, vol. 21, no. 2, pp. 103–117. DOI: 10.24411/1683-805X-2018-12011.
4. Kolachev B.A. *Vodorodnaya khrupkost' metallov* [Hydrogen embrittlement of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1985. 216 p.
5. Gadel'shin M.Sh., Anisimova L.I., Boitsova E.S. Vodorodnoe plastifitsirovanie titanovykh splavov [Hydrogen plasticisation of titanium alloys]. *Mezhdunarodnyi nauchnyi zhurnal al'ternativnaya energetika i ekologiya = International Scientific Journal Alternative Energy and Ecology*, 2004, vol. 17, no. 9, pp. 26–29.
6. Khadzhieva O.G., Illarionov A.G., Popov A.A., Grib S.V. Effect of hydrogen on the structure of quenched orthorhombic titanium aluminide-based alloy and phase transformations during subsequent heating. *The Physics of Metals and Metallography*, 2013, vol. 114, no. 6, pp. 577–582. DOI: 10.1134/S0031918X13060070. Translated from *Fizika metallov i metallovechenie*, 2013, vol. 114, no. 6, pp. 577–582. DOI: 10.7868/S0015323013060077.
7. Panin V.E., Egorushkin V.E., Moiseenko D.D., Maksimov P.V., Kulkov S.N., Panin S.V. Functional role of polycrystal grain boundaries and interfaces in micromechanics of metal ceramic composites under loading. *Computational Materials Science*, 2016, vol. 116, pp. 74–81. DOI: 10.1016/j.commatsci.2015.10.
8. Otsuka K., Ren X. Physical metallurgy of Ti-Ni-based shape memory alloys. *Progress in Materials Science*, 2005, vol. 50 (5), pp. 511–678. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2004.10.001.
9. El-Eskandarany M.S. Structure and properties of nanocrystalline TiC full-density bulk alloy consolidated from mechanically reacted powders. *Journal of Alloys and Compounds*, 2000, vol. 305, pp. 225–238. DOI: 10.1016/S0925-8388(00)00692-7.
10. Nobuki T., Crivello J.-C., Cuevas F. Fast synthesis of TiNi by mechanical alloying and its hydrogenation properties. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, vol. 44, pp. 10770–10776. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.02.203.
11. Kumar A., Shashikala K., Banerjee S., Nuwad J., Das P., Pillai C.G.S. Effect of cycling on hydrogen storage properties of Ti₂CrV alloy. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2012, vol. 37, pp. 3677–3682. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2011.04.135.
12. Bratanich T.I., Get'man O.I., Permyakova T.V., Skorokhod V.V. Destructive hydrogenation as method for improvement of TiNi exploitation properties. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2007, vol. 32, pp. 3941–3946. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2007.04.033.
13. Balcerzak M., Jakubowicz J., Kachlicki T., Jurczyk M. Hydrogenation properties of nanostructured Ti₂Ni-based alloys and nanocomposites. *Journal of Power Sources*, 2015, vol. 280, pp. 435–445. DOI: 10.1016/j.jpowsour.2015.01.135.
14. Ivasishin O.M., Eylon D., Bondarchuk V.I., Savvakina D.G. Diffusion during powder metallurgy synthesis of titanium alloys. *Defect Diffusion Forum*, 2008, vol. 277, pp. 177–185. DOI: 10.4028/www.scientific.net/ddf.277.177.
15. Ivasishin O.M., Savvakina D.G., Gumenyak M.M., Bondarchuk O.B. Role of surface contamination in titanium PM. *Key Engineering Materials*, 2012, vol. 520, pp. 121–132. DOI: 10.4028/www.scientific.net/kem.520.121.
16. Ivasishin O.M., Moxson V.S. Low-cost titanium hydride powder metallurgy. *Titanium Powder Metallurgy*. Amsterdam, Boston, Elsevier, 2015, pp. 117–148. DOI: 10.1016/b978-0-12-800054-0.00008-3.
17. Sun P., Fang Z.Z., Koopman M. A comparison of hydrogen sintering and phase transformation (HSPT) processing with vacuum sintering of CP-Ti. *Advanced Engineering Materials*, 2013, vol. 15, pp. 1007–1013. DOI: 10.1002/adem.201300017.
18. Paramore J.D., Fang Z.Z., Sun P. Hydrogen sintering of titanium and its alloys. *Titanium Powder Metallurgy*. Amsterdam, Boston, Elsevier, 2015, pp. 163–182. DOI: 10.1016/b978-0-12-800054-0.00010-1.
19. Baimakov Yu.V., Zhurin A.I. *Elektroliz v gidrometallurgii* [Electrolysis in hydrometallurgy]. Moscow, Metallurgizdat Publ., 1962. 617 p.

20. Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Mechanical high-energy treatment of TiNi powder and phase changes after electrochemical hydrogenation. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, vol. 46, pp. 823–836. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.09.171.
21. Dresvyannikov A.F., Kolpakov M.E. *Kontrol' i upravlenie kachestvom materialov* [Control and management of the quality of materials]. Kazan, Kazan State Technological University Publ., 2007. 389 p. ISBN 978-5-7882-0255-0.
22. Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Ti-Ni powder structure after mechanical activation and interaction with hydrogen. *Russian Physics Journal*, 2019, vol. 62, no. 8, pp. 1455–1460. DOI: 10.1007/s11182-019-01873-y. Translated from *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Fizika*, 2019, vol. 62, no. 8, pp. 137–142. DOI: 10.17223/0213411/62/8/137.
23. *Tabular processor for X-ray diffractometry*. Available at: <http://slavic.me/rtp/index.htm> (accessed 12.08.2021).
24. Scherrer P. Bestimmung der inneren Struktur und der Größe von Kolloidteilchen mittels Röntgenstrahlen. *Kolloidchemie Ein Lehrbuch*, Berlin, Heidelberg, Springer, 1912, pp. 387–409. DOI: 10.1007/978-3-662-33915-2_7.
25. Stuewe H-P., Shimomura Y. Lattice constants of the body-centered-cubic phases FeTi, CoTi, and NiTi. *Zeitschrift für Metallkunde*, 1960, vol. 51, pp. 180–181.
26. Muller M.H., Knott H.W. Powder metallurgy and metal ceramics. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* 227, 1963, vol. 674, pp. 674–677.
27. Laves F., Wallbaum H.J. Die Kristallstruktur von Ni_3Ti und Si_2Ti . *Zeitschrift für Kristallographie – Crystalline Materials*, 1939, vol. 101, pp. 78–93. DOI: 10.1524/zkri.1939.101.1.78.
28. Michal G.M., Sinclair R. The structure of TiNi martensite. *Acta Crystallographica. Section B: Structural Science*, 1981, vol. 37, pp. 1803–1807. DOI: 10.1107/S0567740881007292.
29. Buchner H., Gutjahr M., Beccu K., Saufferer H. Wasserstoff in intermetallischen Phasen am Beispiel des Systems Titan-Nickel-Wasserstoff. *Zeitschrift für Metallkunde*, 1972, vol. 63, pp. 497–500.
30. Luan B., Cui N., Zhao H., Liu H.K., Dou S.X. Mechanism of early capacity loss of Ti_2Ni hydrogen-storage alloy electrode. *Journal of Power Sources*, 1995, vol. 55, pp. 101–106. DOI: 10.1016/0378-7753(94)02162-v.
31. Williamson G.K., Smallman R.E. Dislocation densities in some annealed and cold-worked metals from measurements on the X-ray Debye-Scherrer spectrum. *Philosophical Magazine*, 1956, vol. 1 (1), pp. 34–46. DOI: 10.1080/14786435608238074.
32. Zakharov A.P., ed. *Vzaimodeistvie vodoroda s metallami* [Interaction of hydrogen with metals]. Moscow, Nauka Publ., 1987. 296 p.
33. Tomita M., Yokoyama K., Sakai J. Effects of potential, temperature and pH on hydrogen absorption and thermal desorption behaviors of Ni-Ti superelastic alloy in 0.9 % NaCl solution. *Corrosion Science*, 2008, vol. 50, pp. 2061–2069. DOI: 10.1016/j.corsci.2008.04.022.
34. Prochazka I., Cizek J., Havranek V., Anwand W. Defect studies of H implanted niobium. *Journal of Alloys and Compounds*, 2015, vol. 645, pp. S69–S71. DOI: 10.1016/j.jallcom.2015.01.197.

Conflicts of Interest

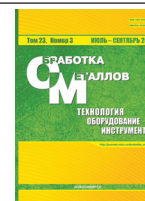
The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Низкоэнергетическая механическая обработка порошка нестехиометрического карбида титана

Татьяна Саблина^{1, а, *}, Ирина Севостьянова^{1, 2, б}

¹ Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, пр. Академический, 2/4, Томск, 634055, Россия

² Национальный исследовательский Томский государственный университет, пр. Ленина, 36, г. Томск, 634050, Россия

^а <https://orcid.org/0000-0002-5941-5732>, sabtat@ispms.ru, ^б <https://orcid.org/0000-0001-6706-6512>, sevir@ispms.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 538.911; 539.87

История статьи:

Поступила: 06 мая 2021

Рецензирование: 24 мая 2021

Принята к печати: 30 июля 2021

Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Карбид титана

Нестехиометрия

Фазовый состав

Кристаллическая решетка

Механическая обработка

Финансирование:

Результаты получены при выполнении комплексного проекта «Создание высокотехнологичного импортозамещающего производства полного цикла металлорежущих сложнопрофильных многогранных твердосплавных пластин для приоритетных отраслей промышленности» (соглашение о предоставлении субсидии от 27.11.2019 № 075-11-2019-036), реализуемого ИФПМ СО РАН при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках постановления Правительства РФ от 09.04.2010 № 218.

Благодарности:

Авторы статьи выражают благодарность и признательность м.н.с. Абдульменову Е.В. за помощь при проведении механической обработки порошка и д.ф.-м.н. профессору С.Н. Кулькову за конструктивное обсуждение полученных результатов. Исследования выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Введение. В связи с расширяющимся практическим значением нестехиометрических карбидов титана TiC_x в различных областях техники и в медицине важное значение имеют исследования как способов получения порошка карбида титана, так и его свойств в широком диапазоне изменения стехиометрии. Одним из эффективных способов воздействия на физико-механические свойства порошковых систем является их механическая обработка. При ударно-сдвиговом воздействии, реализуемом при обработке в шаровой мельнице, порошковой системе передается механическая энергия, в результате чего происходит ее измельчение, формирование центров с повышенной активностью на вновь образованных поверхностях, возможна реализация фазовых превращений, деформация кристаллической решетки, аморфизация, образование дефектов и т. п. **Цель работы:** исследование влияния низкоэнергетической механической обработки в шаровой мельнице на структуру, фазовый состав и параметры тонкой кристаллической структуры нестехиометрического порошка карбида титана, полученного восстановлением оксида титана углеродом и кальцием. **Материалы и методы.** Исследовали порошок карбида титана TiC , полученный карбидно-кальциевым восстановлением оксида титана. Порошок подвергали механической обработке в шаровой мельнице барабанного типа. Структуру порошков до и после обработки изучали на растровом электронном микроскопе Philips SEM 515. Площадь удельной поверхности определяли методом БЭТ. Фазовый состав и параметры тонкой кристаллической структуры порошковых материалов исследовали методом рентгенофазового и рентгеноструктурного анализа. **Результаты и обсуждение.** В работе установлено, что увеличение продолжительности механической обработки в шаровой мельнице нестехиометрического порошка карбида титана $TiC_{0,7}$ приводит к увеличению площади удельной поверхности порошка с 0,6 до 3,4 м²/г, а рассчитанный из нее средний размер частиц уменьшается с 2 мкм до 360 нм. Показано, что в процессе обработки порошка нестехиометрического карбида титана $TiC_{0,7}$ происходит изменение его структурно-фазового состояния. Частицы порошка состоят из двух структурных составляющих с различным атомным отношением углерода к титану: $TiC_{0,65}$ и $TiC_{0,48}$. Механическая обработка порошка карбида титана приводит к уменьшению микронапряжений кристаллической решетки TiC_x и размеров ОКР с 55 до 30 нм для фазы $TiC_{0,48}$. Для фазы $TiC_{0,65}$ с увеличением продолжительности механической обработки, так же как и для $TiC_{0,48}$, размер ОКР понижается, а уровень микроскажений кристаллической решетки растет. Это свидетельствует о том, что в процессе механической обработки происходит не только измельчение частиц порошка, но и увеличение их дефектности.

Для цитирования: Саблина Т.Ю., Севостьянова И.Н. Низкоэнергетическая механическая обработка порошка нестехиометрического карбида титана // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 112–123. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-112-123.

*Адрес для переписки

Саблина Татьяна Юрьевна, к.т.н.

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН,

пр. Академический, 2/4,

634055, г. Томск, Россия

Тел.: 8 (3822) 286-988, e-mail: sabtat@ispms.ru

Введение

Материалы на основе карбида титана сегодня вызывают большой практический и научный интерес. Карбид титана благодаря уникальному сочетанию свойств, таких как высокая твердость в широком интервале температур, износостойкость, стойкость к агрессивным средам, низкий коэффициент трения, стойкость к тепловым и механическим нагрузкам, востребован при производстве термостойкой керамики и высокотемпературных керамических композитов, защитных покрытий, режущего инструмента [1–6], биосовместимых материалов в медицине [7, 8], а пористый TiC является уникальным адсорбентом для очищения окружающей среды от загрязнений [9]. Кроме того, порошок TiC также используется в качестве перспективного материала для хранения водорода [10]. На сегодняшний день способам получения порошков и изучению различных свойств карбида титана посвящено много работ [11–22]. Как правило, основные свойства карбидов изучены для стехиометрических или близких к стехиометрии карбидов титана TiC_x . Принципиальным отличием карбида титана TiC_x является его широкая область гомогенности в интервале концентрации углерода $x = 0,33...1,0$, т. е. кристаллическая структура сохраняется даже при концентрации вакансий по углероду до 67 %. В зависимости от состава, условий синтеза и термообработки карбид TiC_x может находиться в неупорядоченном или упорядоченном состоянии [23]. В этом интервале концентрации вакансий свойства TiC могут существенно изменяться [23–26], что позволяет получать материалы с необходимыми эксплуатационными характеристиками. В связи с расширяющимся практическим значением нестехиометрических карбидов титана TiC_x в технике и промышленности, а также в медицине важное значение имеют исследования как способов получения нестехиометрического карбида титана TiC_x , так и его свойств в широком диапазоне изменения концентрации вакансий. Одним из эффективных способов воздействия на физико-механические свойства порошковых систем является их механическая обработка [27–29], в частности, обработка в шаровой мельнице. Энергия, получаемая порошком в процессе механической обработки, а соответственно и эффекты активации зависят от

вида воздействия (удар, истирание, раздавливание, комбинация этих воздействий) [29–31]. При ударно-сдвиговом воздействии, реализующемся при обработке в шаровой мельнице, порошковой системе передается механическая энергия, в результате чего происходит ее измельчение, формирование центров с повышенной активностью на вновь образованных поверхностях, возможна реализация фазовых превращений, деформация кристаллической решетки, аморфизация, образование дефектов и т. п. Однако систематических исследований, позволяющих в некоторых пределах управлять дисперсностью, микроструктурой, стехиометрией продуктов обработки, практически не проводилось.

Целью данной работы было исследование влияния низкоэнергетической механической обработки в шаровой мельнице на структуру, фазовый состав и параметры тонкой кристаллической структуры нестехиометрического порошка карбида титана, полученного восстановлением оксида титана углеродом и кальцием.

Материалы и методы исследования

Для исследования был выбран порошок TiC составом: Ti – 15 объемн. % C, полученный карбидно-кальциевым восстановлением оксида титана. Порошок TiC подвергался механической обработке (МО) в сухом режиме в шаровой мельнице барабанного типа с корундовыми мелющими телами. Скорость вращения барабана составляла 40 об/мин. Время механической обработки изменяли от 5 до 100 часов. Исследование структуры порошков до и после механической обработки проводили с помощью растрового электронного микроскопа Philips SEM 515. Площадь удельной поверхности (SSA) определяли на приборе SORBI 4.1 (фирма META, г. Новосибирск) четырехточечным методом БЭТ с использованием низкотемпературной адсорбции азота. Насыпную плотность исходного порошка определяли методом воронки согласно международному стандарту ISO 3923-1: 2018. Фазовый состав и параметры тонкой кристаллической структуры порошковых материалов исследовали методом рентгенофазового и рентгеноструктурного анализа на рентгеновском дифрактометре типа ДРОН (Россия) с фильтрованным $Cu\ K\alpha$ -излучением в режиме сканирова-

ния 2θ от 30 до 145 град. Экспозиция на каждую точку обеспечивала статистическую точность не меньше 0,5 %. Дифракционные профили аппроксимировались функцией Лоренца. Размер областей когерентного рассеяния (ОКР) рассчитывали по уравнению Шеррера [32] по первой линии рентгеновских профилей (111), а величину микродисторсии кристаллической решетки рассчитывали по формуле Стокса–Уилсона [33] по последней различимой линии рентгеновских профилей (511).

Результаты и обсуждение

На рис. 1, а представлено РЭМ-изображение исходного порошка TiC. Видно, что исходный порошок TiC слабо агломерирован и состоит в основном из частиц неправильной формы. Наряду с частицами осколочной и губчатой формы, характерных для порошков, полученных методом восстановления, присутствуют и частицы порошка с формой, близкой к сферической. Порошки имеют широкое унимодальное распределение частиц по размерам: наряду с мелкими (до 2 мкм) частицами порошок содержит крупные, агломерированные частицы размером до 25 мкм, рис. 1, б.

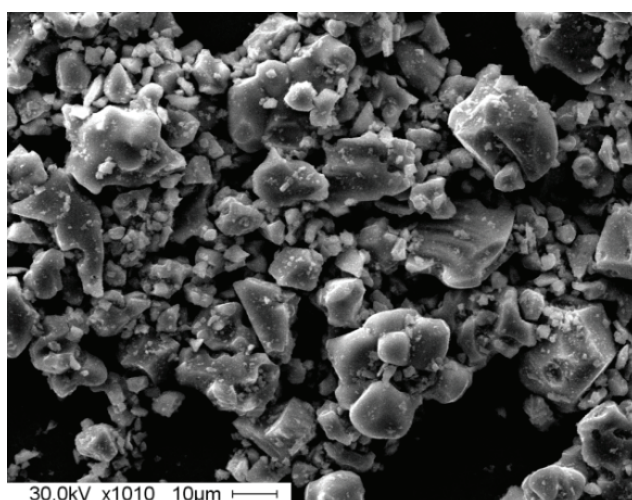
Средний размер частиц порошка, включая агломераты, рассчитанный методом [34], составляет 6 мкм, а средний размер кристалли-

тов, определенный по уширению рентгеновских рефлексов, – 55 нм. Удельная поверхность исходного порошка составила $0,6 \text{ м}^2/\text{г}$, а насыпная плотность $0,1\rho_{\text{теор}}$.

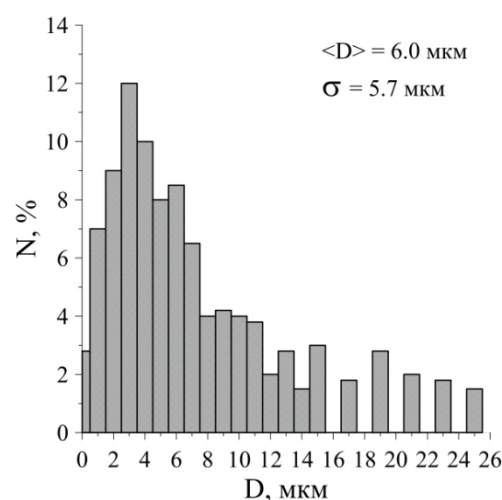
Зависимость площади удельной поверхности порошка карбида титана от времени механической обработки представлена на рис. 2. Видно, что исходный порошок имел невысокую удельную поверхность, а низкоэнергетическая обработка приводила к заметным изменениям площади удельной поверхности. С увеличением продолжительности такого воздействия происходил значительный рост площади удельной поверхности. Наиболее интенсивное увеличение площади удельной поверхности более чем в 5 раз, происходило до 50 часов механической обработки, и с дальнейшим увеличением времени МО зависимость выходила в насыщение. Удельная поверхность к 100 часам механической обработки составила $3,4 \text{ м}^2/\text{г}$.

Расчет размера частиц порошка из значений удельной поверхности в предположении сферичности частиц показал (рис. 2), что их размер с увеличением времени механической обработки уменьшается с 2 мкм до 360 нм.

На изменение размера частиц порошка TiC_x при механической обработке могут оказывать влияние как параметры помола, так и изменение в стехиометрии. В частности, в работе [25] показано, что увеличение продолжительности по-



а



б

Рис. 1. РЭМ-изображение (а) и распределение частиц порошка по размерам (б) исходного порошка TiC

Fig. 1. SEM image (a) and particle size distribution (b) of the initial TiC powder

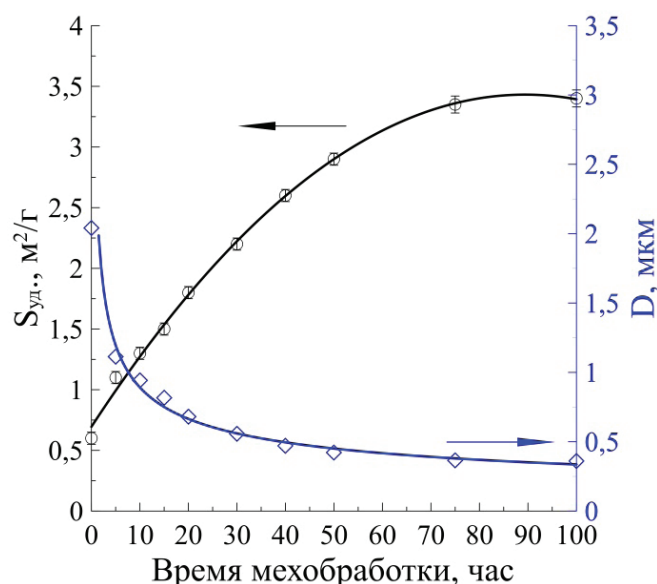


Рис. 2. Изменение удельной поверхности и рассчитанного из этих значений размера частиц порошка TiC в зависимости от продолжительности механической обработки

Fig. 2. Change in the specific surface area (SSA) and the TiC powder particle size calculated from these values vs. the mechanical treatment time

мола порошка TiC_x приводит к уменьшению размера частиц, а при одинаковых условиях помола размер частиц измельченного порошка зависит от относительного содержания неметалла x , т. е. от стехиометрии карбида TiC_x [23]. Об изменении стехиометрии карбида титана в процессе механической обработки можно судить на основании анализа рентгеновских дифрактограмм до и после обработки.

На рис. 3 приведены рентгеновские дифрактограммы исходного и механически обработанного при различных временах порошка. Дифракционные максимумы на всех дифрактограммах соответствуют кубической решетке TiC_x типа NaCl.

Пиков, принадлежащих другим фазам или продуктам помола от корундовых мелющих тел на рентгеновских дифрактограммах, не обнаружено. Параметр кристаллической решетки порошка в исходном состоянии соответствует составу $\text{TiC}_{0.7}$. Увеличение времени механической обработки порошка TiC_x не приводит к изменению фазового состава. Однако подробный анализ дифрактограмм показал, что в процессе механической обработки порошков их дифракционные картины меняются, дифракционные рефлексы разбиваются на две составляющие.

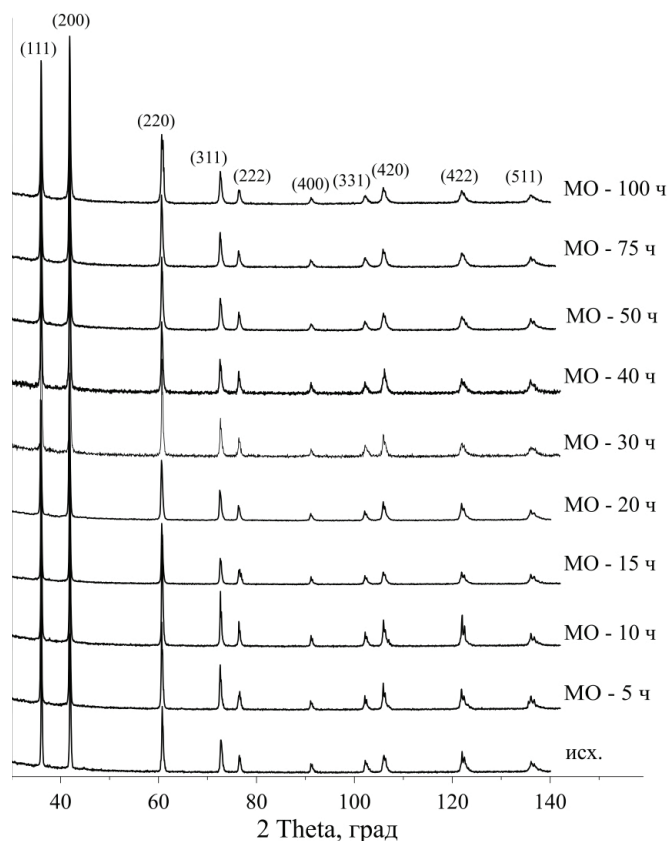


Рис. 3. Дифрактограммы порошка TiC_x в зависимости от времени механической обработки

Fig. 3. X-ray diffraction patterns of TiC_x powder vs. mechanical treatment time

На рис. 4 показаны фрагменты дифрактограмм плоскостей (111) и (511) порошка в исходном состоянии и после механической обработки.

Все дифракционные профили порошка в исходном состоянии с высокой статистической точностью описываются одной функцией (рис. 4, а, б), а для порошков после механической обработки дифракционные профили разделяются на две составляющие (рис. 4, в, г). Такое разделение дифракционных рефлексов может указывать на различное содержание углерода (x) в порошках TiC_x [35–37], сопровождающееся появлением точечных дефектов, таких как структурные вакансии, или с происходящими процессами упорядочения и разупорядочения. Влияние дефектности структуры на свойства нестехиометрических соединений весьма значительно [37]. Считается [37–39], что широкую область гомогенности от $\text{TiC}_{0.48}$ до $\text{TiC}_{1.00}$ имеет исключительно неупорядоченный TiC_x , и в нем при определенных условиях могут образовываться упорядоченные фазы типа M_2C , M_3C_2 и M_6C_5 с кубической, триклинной или ромбиче-

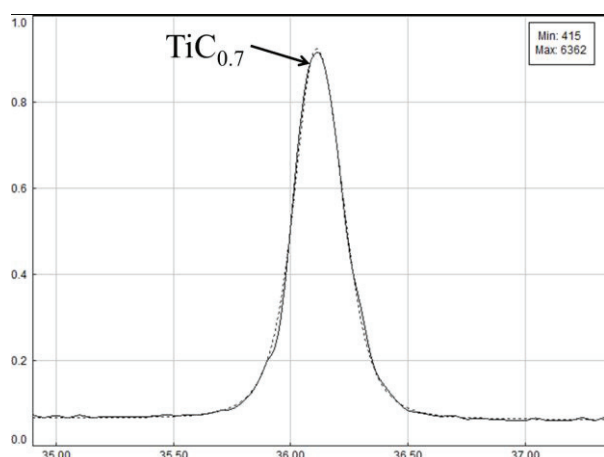
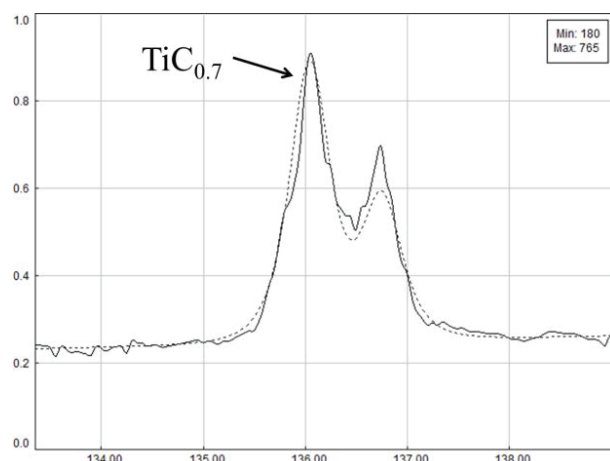
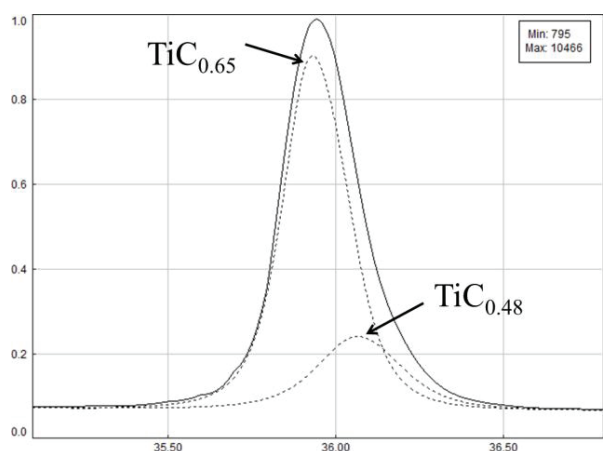
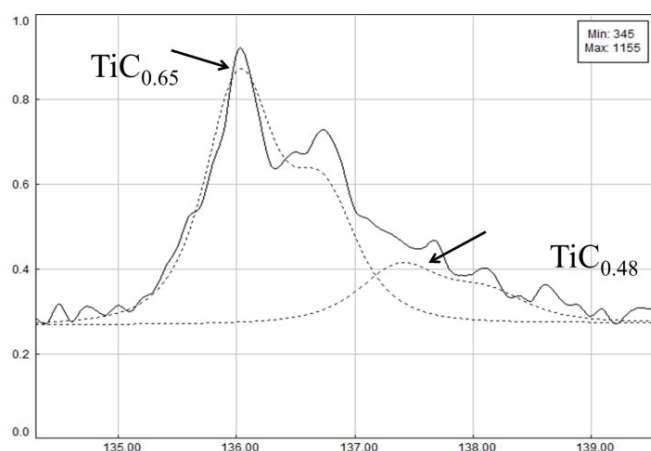

a

б

в

г

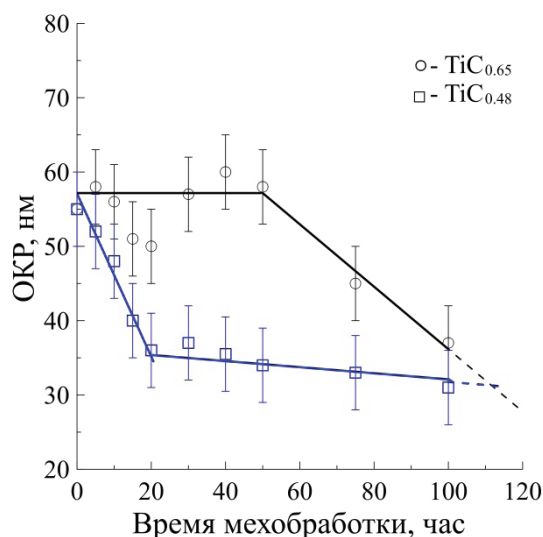
Рис. 4. Фрагменты дифрактограмм плоскостей (111) (*a*, *в*) и (511) (*б*, *г*) порошка в исходном состоянии (*a*, *б*) и после механической обработки (*в*, *г*)

Fig. 4. Fragments of X-ray diffraction patterns of planes (111) (*a*, *в*) and (511) (*б*, *г*) of the powder in the initial state (*a*, *б*) and after mechanical treatment (*в*, *г*)

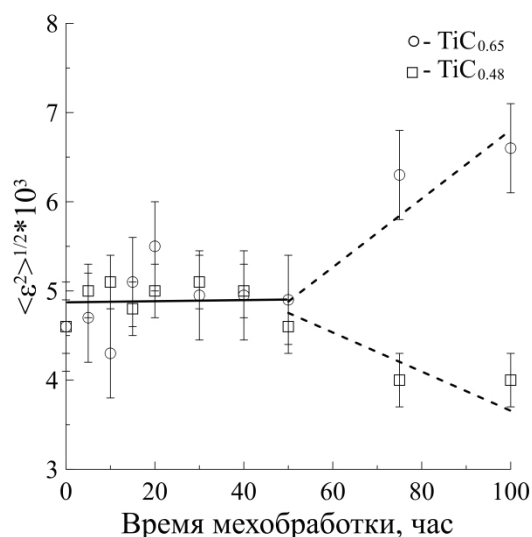
ской решеткой. В нашем случае дифракционные рефлексы соответствуют составам $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$. Увеличение продолжительности механической обработки порошка TiC_x с 5 до 100 часов не приводит к изменению атомного соотношения углерода к титану в обеих фазах. На рис. 5 представлены зависимости размера ОКР (*a*) и микроискажений кристаллической решетки (*б*) от времени механической обработки для структурных составляющих порошка $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$.

Из рис. 5, *a* видно, что с увеличением времени механической обработки до 50 часов размер ОКР для $\text{TiC}_{0.65}$ почти не меняется, а затем с дальнейшим увеличением времени МО до 100 часов уменьшается. Для $\text{TiC}_{0.48}$ с увеличением времени МО до 20 часов сначала наблюдается резкое снижение размера ОКР с 55 до 35 нм, а с дальнейшим увеличением времени МО до 100

часов размер ОКР снижается незначительно. С увеличением времени механической обработки происходит сближение значений размеров ОКР для структурных составляющих порошка $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$, и при экстраполяции зависимостей размеров ОКР получено, что после обработки в течение 115 часов размер ОКР для $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$ сравняется и составит около 30 нм. Иной ход кривых наблюдается для зависимостей микроискажений кристаллической решетки для структурных составляющих порошка $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$ от времени механической обработки, рис. 5, *б*. Видно, что до 50 часов воздействия величины микроискажений кристаллической решетки $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$ близки по значениям и практически не зависят от продолжительности воздействия при механической обработке. Дальнейшее увеличение времени обработки до



a



б

Рис. 5. Зависимость размера ОКР (а) и уровня микроискажений кристаллической решетки (б) от времени механической обработки для двух структурных состояний $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$

Fig. 5. CDD size (a) and crystal lattice microdistortions (б) vs. mechanical treatment time for two structural states $\text{TiC}_{0.65}$ and $\text{TiC}_{0.48}$

100 часов приводит к росту микроискажений кристаллической решетки $\text{TiC}_{0.65}$ и уменьшению микроискажений кристаллической решетки $\text{TiC}_{0.48}$.

Зависимость для величины микроискажений кристаллической решетки $\text{TiC}_{0.65}$ от продолжительности механической обработки хорошо коррелирует с зависимостью для размеров ОКР, т.е. уменьшение ОКР $\text{TiC}_{0.65}$ после 50 часов механической обработки сопровождалось ростом микроискажений кристаллической решетки. Вероятно, в процессе механической обработки происходила активация частиц карбида титана за счет накопления микроповреждений.

Зависимости отношения пиковых интенсивностей структурных составляющих порошка $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$ от времени механической активации, рассчитанные для рефлексов (111) и (511), показаны на рис. 6.

Видно, что отношение пиковых интенсивностей для рефлекса (111) не изменяется до 50 часов механической обработки, а затем наблюдается эффект влияния механической обработки, отношение пиковых интенсивностей для рефлекса (111) резко возрастает с увеличением времени механической обработки до 100 часов. Расчет отношения пиковых интенсивностей для рефлекса (511) показал, что при увеличении времени механической обработки соотношение

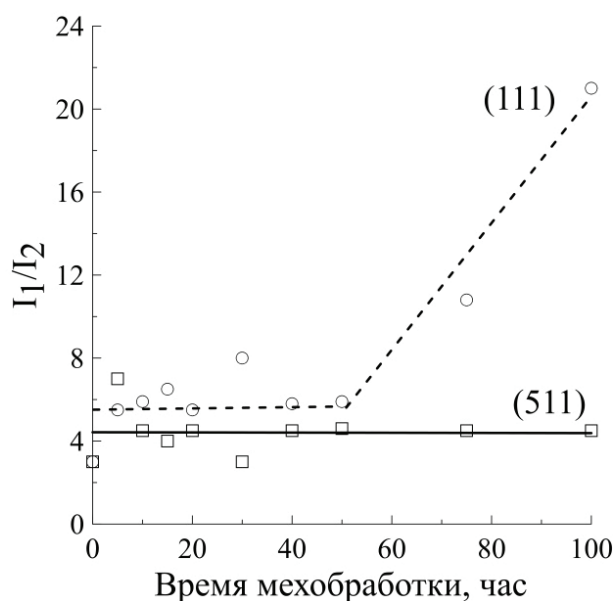


Рис. 6. Отношение пиковых интенсивностей $\text{TiC}_{0.65}$ и $\text{TiC}_{0.48}$ в зависимости от времени механической обработки для пиков (111) и (511)

Fig. 6. Ratio of peak intensities of $\text{TiC}_{0.65}$ and $\text{TiC}_{0.48}$ depending on the time of mechanical treatment for peaks (111) and (511)

пиков не изменяется. Полученные результаты хорошо согласуются с результатами работы [25], где представлены подобные зависимости изменения в ОКР и микродисторсии кристаллической решетки, но при высокоэнергетической обработке. Обработка в течение длительного

времени приводила не только к измельчению порошка, но и к сильному искажению кристаллической решетки и увеличению количества дефектов.

Выводы

Установлено, что с увеличением продолжительности механической обработки в шаровой мельнице нестехиометрического порошка карбида титана TiC площадь удельной поверхности порошка увеличивается с 0,6 до 3,4 м²/г, а рассчитанный из нее средний размер частиц уменьшается с 2 до 0,36 мкм.

Показано, что в исходном состоянии порошок соответствует составу $TiC_{0,7}$, а после механической обработки частицы нестехиометрического карбида титана состоят из двух структурных составляющих с различным атомным отношением углерода к титану: $TiC_{0,65}$ и $TiC_{0,48}$.

Механическая обработка порошка карбида титана приводит к уменьшению микронапряжений кристаллической решетки TiC_x и размеров ОКР с 55 до 30 нм для фазы $TiC_{0,48}$. А для фазы $TiC_{0,65}$ с увеличением продолжительности механической обработки, так же как и для $TiC_{0,48}$, размер ОКР понижается, а уровень микроискажений кристаллической решетки растет. Это свидетельствует о том, что в процессе механической обработки происходит не только измельчение частиц порошка, но и увеличение их дефектности.

Список литературы

1. Ortner H.M., Ettmayer P., Kolaska H. The history of the technological progress of hardmetals // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – 2014. – Vol. 44. – P. 148–159. – DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.07.014.
2. Li Y.-L., Takamasa I. Incongruent vaporization of titanium carbide in thermal plasma // Materials Science and Engineering: A. – 2003. – Vol. 345, iss. 1–2. – P. 301–308. – DOI: 10.1016/S0921-5093(02)00506-3.
3. Lee D.W., Alexandrovskii S.V., Kim B.K. Novel synthesis of substoichiometric ultrafine titanium carbide // Materials Letters. – 2004. – Vol. 58, iss. 9. – P. 1471–1474. – DOI: 10.1016/j.matlet.2003.10.011.
4. Synthesis of titanium carbide from a composite of TiO_2 , nanoparticles/methyl cellulose by carbothermal reduction / Y. Gotoh, K. Fujimura, M. Koike, Y. Ohkoshi, M. Nagura, K. Akamatsu, S. Deki // Materials Research

Bulletin. – 2001. – Vol. 36, iss. 13–14. – P. 2263–2275. – DOI: 10.1016/S0025-5408(01)00713-9.

5. Formation of TiN , TiC and $TiCN$ by metal plasma immersion ion implantation and deposition / P. Huber, D. Manova, S. Mandl, B. Rauschenbach // Surface and Coatings Technology. – 2003. – Vol. 174–175. – P. 1243–1247. – DOI: 10.1016/S0257-8972(03)00458-4.

6. Lengauer W. Transition metal carbides, nitrides, and carbonitrides // Handbook of ceramic hard materials / ed. by R. Riedel. – Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH, 2000. – Ch. 7. – P. 238–241. – DOI: 10.1002/9783527618217.ch7.

7. Protein adsorption and platelet attachment and activation, on TiN , TiC , and DLC coatings on titanium for cardiovascular applications / M.I. Jones, I.R. McColl, D.M. Grant, K.G. Parker, T.L. Parker // Journal of Biomedical Materials Research. – 2000. – Vol. 52, iss. 2. – P. 413–421. – DOI: 10.1002/1097-4636(200011)52:23.0.CO;2-U.

8. Экспериментальная оценка биосовместимости нового СВС-материала на основе карбида титана со сквозной пористостью на культурах мезенхимальных стволовых клеток костного мозга человека / И.М. Байриков, А.П. Амосов, О.В. Тюмина и др. // Вопросы челюстнолицевой, пластической хирургии, имплантологии и клинической стоматологии. – 2011. – № 1–2. – С. 23–27.

9. Application of the powder of porous titanium carbide ceramics to a reusable adsorbent for environmental pollutants / H. Moriwaki, S. Kitajima, K. Shirai, K. Kiguchi, O. Yamada // Journal of Hazardous Materials. – 2011. – Vol. 185, iss. 2–3. – P. 725–731. – DOI: 10.1016/j.jhazmat.2010.09.079.

10. Carbide-derived carbons: effect of pore size on hydrogen uptake and heat of adsorption / G. Youshin, R. Dash, J. Jagiello, J.E. Fisher, Y. Gogotsi // Advanced Functional Materials. – 2006. – Vol. 16. – P. 2288–2293. – DOI: 10.1002/adfm.200500830.

11. Role of mechanical activation in SHS synthesis of TiC / F. Magnalia, U. Anselmi-Tamburini, C. Deidda, F. Delogu, G. Cocco, Z.A. Munir // Journal of Materials Science. – 2004. – Vol. 39. – P. 5227–5230. – DOI: 10.1023/B:JMSC.0000039215.28545.2f.

12. Crystal growth of TiC grains during SHS reactions / B. Cochapina, V. Gauthiera, D. Vrelb, S. Dubois // Journal of Crystal Growth. – 2007. – Vol. 304. – P. 481–486. – DOI: 10.1016/j.jcrysgro.2007.02.018.

13. Tong L., Reddy R.G. Synthesis of titanium carbide nano-powders by thermal plasma // Scripta Materialia. – 2005. – Vol. 52, iss. 12. – P. 1253–1258. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2005.02.033.

14. Dewan M.A.R., Zhang G., Ostrovski O. Carbothermal reduction of titania in different

gas atmospheres // Metallurgical and Materials Transactions: B. – 2009. – Vol. 40. – P. 62–69. – DOI: 10.1007/s11663-008-9205-z.

15. *Woo Y., Kang H., Kim D.J.* Formation of TiC particle during carbothermal reduction of TiO₂ // Journal of the European Ceramic Society. – 2007. – Vol. 27, iss. 2–3. – P. 719–722. – DOI: 10.1016/j.jeurceramsoc.2006.04.090.

16. *Grove D.E., Gupta U., Castleman A.W.* Effect of carbon concentration on changing the morphology of titanium carbide nanoparticles from cubic to cubooctahedron // ACS Nano. – 2010. – Vol. 4. – P. 49–54. – DOI: 10.1021/nn901041.

17. *Preiss H., Berger L.M., Schultze D.* Studies on the carbothermal preparation of titanium carbide from different gel precursors // Journal of the European Ceramic Society. – 1999. – Vol. 19, iss. 2. – P. 195–206. – DOI: 10.1016/S0955-2219(98)00190-3.

18. Preparation of titanium carbide powders by sol-gel and microwave carbothermal reduction methods at low temperature / H. Zhang, F. Li, Q. Jia, G. Ye // Journal of Sol-Gel Science and Technology. – 2008. – Vol. 46. – P. 217–222. – DOI: 10.1007/s10971-008-1697-0.

19. A simple method of synthesis and surface purification of titanium carbide powder / S. Dyjak, M. Norek, M. Polański, S. Cudziło, J. Bystrzycki // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – 2013. – Vol. 38. – P. 87–91. – DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.01.004.

20. *Fu Z., Koc R.* Pressureless sintering of submicron titanium carbide powders // Ceramics International. – 2017. – Vol. 43, iss. 18. – P. 17233–17237. – DOI: 10.1016/j.ceramint.2017.09.050.

21. *Tong L., Reddy R.G.* Synthesis of titanium carbide nano-powders by thermal plasma // Scripta Materialia. – 2005. – Vol. 52, iss. 12. – P. 1253–1258. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2005.02.033.

22. Preparation of titanium carbide powders by carbothermal reduction of titania/charcoal at vacuum condition / W. Sen, H. Sun, B. Yang, B. Xu, W. Ma, D. Liu, Y. Dai // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – 2010. – Vol. 28, iss. 5. – P. 628–632. – DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2010.06.005.

23. Фазовые превращения беспорядок-порядок и электросопротивление нестехиометрического карбида титана / В.Н. Липатников, А. Коттар, Л.В. Зуева, А.И. Гусев // Физика твердого тела. – 1998. – Т. 40, № 7. – С. 1332–1340.

24. *Кунарисов С.С., Левинский Ю.В., Петров А.П.* Карбид титана: получение, свойства, применение. – М.: Металлургия, 1987. – 215 с.

25. *Kurlov A.S., Gusev A.I.* High-energy milling of nonstoichiometric carbides: effect of nonstoichiometry

on particle size of nanopowders // Journal of Alloys and Compounds. – 2014. – Vol. 582. – P. 108–118. – DOI: 10.1016/j.jallcom.2013.08.008.

26. *Горбачева Т.Б.* Рентгенография твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1985. – 205 с.

27. Effect of mechanical treatment on properties of Si-Al-O zeolites / A.Y. Buzimov, W. Eckl, L.A. Gömze, I. Kocserha, E. Kurovics, A.S. Kulkov, S.N. Kulkov // Épitőanyag – Journal of Silicate Based and Composite Materials. – 2018. – Vol. 70, iss. 1. – P. 23–26. – DOI: 10.14382/epitoanyag-jsbcm.2018.5.

28. Peculiarities of the formation of high-defect states in mechanocomposites and powders of niobium and aluminum under severe deformation in planetary ball mills / I.A. Ditenberg, A.N. Tyumentsev, K.I. Denisov, M.A. Korchagin // Physical Mesomechanics. – 2013. – Vol. 16. – P. 84–92. – DOI: 10.1134/S1029959913010098.

29. *Абдульменова Е.В., Кульков С.Н.* Влияние механической активации порошка ВК-8 на свойства спеченных твердых сплавов // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 1. – С. 68–78. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.1-68-78.

30. *Boldyrev V.V.* Mechanochemistry and mechanical activation of solids // Russian Chemical Reviews. – 2006. – Vol. 75, iss. 3. – P. 177–189. – DOI: 10.1070/RC2006v075n03ABEH001205.

31. *Urakaev F.K., Boldyrev V.V.* Mechanism and kinetics of mechanochemical processes in comminuting devices // Powder Technology. – 2000. – Vol. 107, iss. 1–2. – P. 93–107. – DOI: 10.1016/S0032-5910(99)00175-8.

32. *Scherrer P.* Bestimmung der inneren Struktur und der Größe von Kolloidteilchen mittels Röntgenstrahlen // Kolloidchemie Ein Lehrbuch. – Berlin; Heidelberg: Springer, 1912. – P. 387–409. – DOI: 10.1007/978-3-662-33915-2_7.

33. *Stokes A.R., Wilson A.J.C.* The diffraction of X-rays by distorted crystal aggregates // Proceedings of the Physical Society. – 1944. – Vol. 56 (3). – P. 174–181. – DOI: 10.1088/0959-5309/56/3/303.

34. *Салтыков С.А.* Стереометрическая металлография. – М.: Металлургия, 1970. – 376 с.

35. High-energy ball-milling combined with annealing of TiC powders and its influence on the microstructure and mechanical properties of the TiC-based cermets / H. Xiong, Z. Li, X. Gan, L. Chai, K. Zhou // Materials Science and Engineering: A. – 2017. – Vol. 694. – P. 33–40. – DOI: 10.1016/j.msea.2017.03.092.

36. *Xiong H., Li Z., Zhou K.* TiC whisker reinforced ultra-fine TiC-based cermets: microstructure and mechanical properties // Ceramics International. –

2016. – Vol. 42, iss. 6. – P. 6858–6867. – DOI: 10.1016/j.ceramint.2016.01.069.

37. Влияние механической обработки на структуру и свойства порошка нестехиометрического карбида титана / М.В. Григорьев, Л.М. Молчунова, С.П. Буякова, С.Н. Кульков // Известия высших учебных заведений. Физика. – 2013. – Т. 56, № 7-2. – С. 206–210.

38. Ремпель А.А. Эффекты атомно-вакансионного упорядочения в нестехиометрических карбидах //

Успехи физических наук. – 1996. – Т. 166, № 1. – С. 32–62.

39. Гусев А.И. Превращение беспорядок-порядок и фазовые равновесия в сильно нестехиометрических соединениях // Успехи физических наук. – 2000. – Т. 170, № 1. – С. 3–40.

40. Гусев А.И. Нестехиометрия и сверхструктуры // Успехи физических наук. – 2014. – Т. 184, № 9. – С. 905–945.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Low energy mechanical treatment of non-stoichiometric titanium carbide powder

Tatyana Sablina^{1, a, *}, Irina Sevostyanova^{1, 2, b}

¹ Institute of Strength Physics and Materials Science of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences, 2/4 pr. Akademicheskii, Tomsk, 634055, Russian Federation

² National Research Tomsk State University, 36 Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-5941-5732>, sabtat@ispms.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-6706-6512>, sevir@ispms.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 06 May 2021

Revised: 24 May 2021

Accepted: 30 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Titanium carbide

Non-stoichiometry

Phase composition

Crystal lattice

Mechanical treatment

Funding

The results were obtained in the framework of the Integrated Project “Establishment of import-substituting high-tech full-cycle production of complex-shaped indexable carbide cutting inserts for priority industries” (Agreement No. 075-11-2019-036 dated November 27, 2019) implemented by the ISPMs SB RAS at the financial support of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation as part of Decree of the Government of the Russian Federation No. 218 dated April 09, 2010.

Acknowledgements

The authors of the paper express their acknowledgement to the researcher with Abdulmenova E. for help in mechanical treatment of the powder and Professor S.N. Kulkov for a constructive discussion of the results obtained. Research were conducted at core facility “Structure, mechanical and physical properties of materials”.

ABSTRACT

Introduction. The practical significance of non-stoichiometric titanium carbides TiC_x in various fields of technology and in medicine is expanding. In this regard, it is important to investigate both methods of obtaining titanium carbide powder and its properties in a wide range of stoichiometry. One of the effective ways to influence the physical and mechanical properties of powder systems is its mechanical treatment. Under shock-shear action, which is realized during processing in a ball mill, mechanical energy is transferred to the powder system, as a result of which it is ground, centers with increased activity on newly formed surfaces are formed; phase transformations, crystal lattice deformation, amorphization, formation of defects, etc. are possible. **The aim of this work** is to study the effect of low-energy mechanical treatment in a ball mill on the structure, phase composition and parameters of the fine crystal structure of non-stoichiometric titanium carbide powder obtained by reduction of titanium oxide with carbon and calcium. **Materials and methods.** Powder of titanium carbide TiC , obtained by calcium carbonization of titanium oxide was investigated. The powder was treated in a drum type ball mill. The structure of the powders before and after treatment was studied using the Philips SEM 515 scanning electron microscope. The specific surface area was determined by the BET method. The phase composition and parameters of the fine crystal structure of powder materials were investigated by X-ray analyzes. **Results and discussion.** It was established that an increase of the time of mechanical treatment in a ball mill of a non-stoichiometric titanium carbide powder $TiC_{0.7}$ leads to an increase in the specific surface area of the powder from 0.6 to 3.4 m² / g, and the average particle size calculated from it decreases from 2 μm to 360 nm. It is shown that in the process of treatment of the non-stoichiometric titanium carbide $TiC_{0.7}$ powder, its structural phase state changes. Powder particles consist of two structural components with different atomic ratio of carbon to titanium: $TiC_{0.65}$ and $TiC_{0.48}$. Mechanical treatment of titanium carbide powder leads to a decrease in the microstresses of the TiC_x crystal lattice and the size of coherently diffracting domains (CDD) from 55 to 30 nm for the $TiC_{0.48}$ phase. For the $TiC_{0.65}$ phase, with an increase in the duration of mechanical treatment, as well as for $TiC_{0.48}$, the size of CDD decreases, and the level of microdistortions of the crystal lattice increases. This indicates that in the process of mechanical treatment, not only the grinding of powder particles occurs, but also an increase in its defects.

For citation: Sablina T.Yu., Sevostyanova I.N. Low energy mechanical treatment of non-stoichiometric titanium carbide powder. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 112–123. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-112-123. (In Russian).

* Corresponding author

Sablina Tatyana Yu., Ph.D. (Engineering)

Institute of Strength Physics and Materials Science
 of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences,
 2/4 pr. Akademicheskii,
 634055, Tomsk, Russian Federation

Tel.: 8 (3822) 286-988, e-mail: sabtat@ispms.ru

References

1. Ortner H.M., Ettmayer P., Kolaska H. The history of the technological progress of hardmetals, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2014, vol. 44, pp. 148–159. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.07.014.
2. Li Y.-L., Takamasa I. Incongruent vaporization of titanium carbide in thermal plasma. *Materials Science and Engineering: A*, 2003, vol. 345, iss. 1–2, pp. 301–308. DOI: 10.1016/S0921-5093(02)00506-3.
3. Lee D.W., Alexandrovskii S.V., Kim B.K. Novel synthesis of substoichiometric ultrafine titanium carbide. *Materials Letters*, 2004, vol. 58, iss. 9, pp. 1471–1474. DOI: 10.1016/j.matlet.2003.10.011.
4. Yasuo G., Kensaku F., Mikio K., Yutaka O., Masanobu N., Kensuke A., Deki S. Synthesis of titanium carbide from a composite of TiO_2 , nanoparticles methyl cellulose by carbothermal reduction. *Materials Research Bulletin*, 2001, vol. 36, iss. 13–14, pp. 2263–2275. DOI: 10.1016/S0025-5408(01)00713-9.
5. Huber P., Manova D., Mandl S., Rauschenbach B. Formation of TiN, TiC and TiCN by metal plasma immersion ion implantation and deposition. *Surface and Coatings Technology*, 2003, vol. 174–175, pp. 1243–1247. DOI: 10.1016/S0257-8972(03)00458-4.
6. Lengauer W. Transition metal carbides, nitrides, and carbonitrides. *Handbook of Ceramic Hard Materials*. Ed. by R. Riedel. Weinheim, Wiley-VCH Verlag GmbH, 2000, ch. 7, pp. 238–241. DOI: 10.1002 / 9783527618217.ch7.
7. Jones M.I., McColl I.R., Grant D.M., Parker K.G., Parker T.L. Protein adsorption and platelet attachment and activation, on TiN, TiC, and DLC coatings on titanium for cardiovascular applications. *Journal of Biomedical Materials Research*, 2000, vol. 52, iss. 2, pp. 413–421. DOI: 10.1002/1097-4636(200011)52:23.0.CO;2-U.
8. Bairikov I.M., Amosov A.P., Tyumina O.V., et al. Eksperimental'naya otsenka biosovmestimosti novogo SVS-materiala na osnove karbida titana so skvoznoi poristost'yu na kul'turakh mezenkhimal'nykh stvolovykh kletok kostnogo mozga cheloveka [Experimental assessment of biocompatibility of a new SHS-material based on titanium carbide with through porosity on cultures of human bone marrow mesenchymal stem cells]. *Voprosy khelyustnolitsevoi, plasticheskoi khirurgii, implantologii i klinicheskoi stomatologii = Maxillofacial, plastic surgery, implantology and clinical dentistry issues*, 2011, no. 1–2, pp. 23–27.
9. Moriwaki H., Kitajima S., Shirai K., Kiguchi K., Yamada O. Application of the powder of porous titanium carbide ceramics to a reusable adsorbent for environmental pollutants. *Journal of Hazardous Materials*, 2011, vol. 185, iss. 2–3, pp. 725–731. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2010.09.079.
10. Youshin G., Dash R., Jagiello J., Fisher J.E., Gogotsi Y. Carbide-derived carbons: effect of pore size on hydrogen uptake and heat of adsorption. *Advanced Functional Materials*, 2006, vol. 16, pp. 2288–2293. DOI: 10.1002/adfm.200500830.
11. Magnalia F., Anselmi-Tamburini U., Deidda C., Delogu F., Cocco G., Munir Z.A. Role of mechanical activation in SHS synthesis of TiC. *Journal of Materials Science*, 2004, vol. 39, pp. 5227–5230. DOI: 10.1023/B:JMSC.0000039215.28545.2f.
12. Cochechina B., Gauthiera V., Vrelb D., Dubois S. Crystal growth of TiC grains during SHS reactions. *Journal of Crystal Growth*, 2007, vol. 304, pp. 481–486. DOI: 10.1016/j.jcrysgro.2007.02.018.
13. Tong L., Reddy R.G. Synthesis of titanium carbide nano-powders by thermal plasma. *Scripta Materialia*, 2005, vol. 52, iss. 12, pp. 1253–1258. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2005.02.033.
14. Dewan M.A.R., Zhang G., Ostrovski O. Carbothermal reduction of titania in different gas atmospheres. *Metallurgical and Materials Transactions: B*, 2009, vol. 40, pp. 62–69. DOI: 10.1007/s11663-008-9205-z.
15. Woo Y., Kang H., Kim D.J. Formation of TiC particle during carbothermal reduction of TiO_2 . *Journal of the European Ceramic Society*, 2007, vol. 27, iss. 2–3, pp. 719–722. DOI: 10.1016/j.jeurceramsoc.2006.04.090.
16. Grove D.E., Gupta U., Castleman A.W. Effect of carbon concentration on changing the morphology of titanium carbide nanoparticles from cubic to cuboctahedron. *ACS Nano*, 2010, vol. 4, pp. 49–54. DOI: 10.1021/nn901041.
17. Preiss H., Berger L.M., Schultze D. Studies on the carbothermal preparation of titanium carbide from different gel precursors. *Journal of the European Ceramic Society*, 1999, vol. 19, iss. 2, pp. 195–206. DOI: 10.1016/S0955-2219(98)00190-3.
18. Zhang H., Li F., Jia Q., Ye G. Preparation of titanium carbide powders by sol–gel and microwave carbothermal reduction methods at low temperature. *Journal of Sol-Gel Science and Technology*, 2008, vol. 46, pp. 217–222. DOI: 10.1007/s10971-008-1697-0.
19. Dyjak S., Norek M., Polański M., Cudziło S., Bystrzycki J. A simple method of synthesis and surface purification of titanium carbide powder. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2013, vol. 38, pp. 87–91. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.01.004.
20. Fu Z., Koc R. Pressureless sintering of submicron titanium carbide powders. *Ceramics International*, 2017, vol. 43, iss. 18, pp. 17233–17237. DOI: 10.1016/j.ceramint.2017.09.050.
21. Tong L., Reddy R.G. Synthesis of titanium carbide nano-powders by thermal plasma. *Scripta Materialia*, 2005, vol. 52, iss. 12, pp. 1253–1258. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2005.02.033.



22. Sen W., Sun H., Yang B., Xu B., Ma W., Liu D., Dai Y. Preparation of titanium carbide powders by carbothermal reduction of titania/charcoal at vacuum condition. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2010, vol. 28, iss. 5, pp. 628–632. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2010.06.005.
23. Lipatnikov V.N., Kottar A., Zueva L.V., Gusev A.I. Fazovye prevrashcheniya besporyadok-poryadok i elektrosoprotivlenie nestekhiometricheskogo karbida titana [Disorder-order phase transformations and electrical resistivity of nonstoichiometric titanium carbide]. *Fizika tverdogo tela = Physics of the Solid State*, 1998, vol. 40, no. 7, pp. 1332–1340. (In Russian).
24. Kiparisov S.S., Levinskii Yu.V., Petrov A.P. *Karbid titana: poluchenie, svoistva, primeneniye* [Titanium carbide: preparation, properties, application]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1987. 215 p.
25. Kurlov A.S., Gusev A.I. High-energy milling of nonstoichiometric carbides: effect of nonstoichiometry on particle size of nanopowders. *Journal of Alloys and Compounds*, 2014, vol. 582, pp. 108–118. DOI: 10.1016/j.jallcom.2013.08.008.
26. Gorbacheva T.B. *Rentgenografiya tverdykh splavov* [X-ray of hard alloys]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1985. 205 p.
27. Buzimov A.Y., Eckl W., Gömze L.A., Kocserha I., Kurovics E., Kulkov A.S., Kulkov S.N. Effect of mechanical treatment on properties of Si-Al-O zeolites. *Építőanyag – Journal of Silicate Based and Composite Materials*, 2018, vol. 70, iss. 1, pp. 23–26. DOI: 10.14382/epitoanyag-jsbcm.2018.5.
28. Ditenberg I.A., Tyumentsev A.N., Denisov K.I., Korchagin M.A. Peculiarities of the formation of high-defect states in mechanocomposites and powders of niobium and aluminum under severe deformation in planetary ball mills. *Physical Mesomechanics*, 2013, vol. 16, pp. 84–92. DOI: 10.1134/S1029959913010098.
29. Abdulmenova E.V., Kulkov S.N. Effect of mechanical activation of WC-based powder on the properties of sintered alloys. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 1, pp. 68–78. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.1-68-78.
30. Boldyrev V.V. Mechanochemistry and mechanical activation of solids. *Russian chemical reviews*, 2006, vol. 75, iss. 3, pp. 177–189. DOI: 10.1070/RC2006v075n03ABEH001205.
31. Urakaev F.K., Boldyrev V.V. Mechanism and kinetics of mechanochemical processes in comminuting devices. *Powder Technology*, 2000, vol. 107, iss. 1–2, pp. 93–107. DOI: 10.1016/S0032-5910(99)00175-8.
32. Scherrer P. Bestimmung der inneren Struktur und der Größe von Kolloidteilchen mittels Röntgenstrahlen. *Kolloidchemie Ein Lehrbuch*. Berlin, Heidelberg, Springer, 1912, pp. 387–409. DOI: 10.1007/978-3-662-33915-2_7.
33. Stokes A.R., Wilson A.J.C. The diffraction of X-rays by distorted crystal aggregates. *Proceedings of the Physical Society*, 1944, vol. 56 (3), pp. 174–181. DOI: 10.1088/0959-5309/56/3/303.
34. Saltykov S.A. *Stereometricheskaya metallografiya* [Stereometric metallography]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1970. 376 p.
35. Xiong H., Li Z., Gan X., Chai L., Zhou K. High-energy ball-milling combined with annealing of TiC powders and its influence on the microstructure and mechanical properties of the TiC-based cermets. *Materials Science and Engineering: A*, 2017, vol. 694, pp. 33–40. DOI: 10.1016/j.msea.2017.03.092.
36. Xiong H., Li Z., Zhou K. TiC whisker reinforced ultra-fine TiC-based cermets: microstructure and mechanical properties. *Ceramics International*, 2016, vol. 42, iss. 6, pp. 6858–6867. DOI: 10.1016/j.ceramint.2016.01.069.
37. Grigor'ev M.V., Molchunova L.M., Buyakova S.P., Kul'kov S.N. Vliyanie mekhanicheskoi obrabotki na strukturu i svoistva poroshka nestekhiometricheskogo karbida titana [Influence of the mechanical processing on the structure and properties of the nonstoichiometric titanium carbide powder]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Fizika = Russian Physics Journal*, 2013, vol. 56, no. 7-2, pp. 206–210.
38. Rempel A.A. Effekty atomno-vakantsionnogo uporyadocheniya v nestekhiometricheskikh karbidakh [Atomic and vacancy ordering in nonstoichiometric carbides]. *Uspekhi fizicheskikh nauk = Physics-Uspekhi*, 1996, vol. 166, no. 1, pp. 32–62. (In Russian).
39. Gusev A.I. Prevrashchenie besporyadok-poryadok i fazovye ravnovesiya v sil'no nestekhiometricheskikh soedineniyakh [Order–disorder transformations and phase equilibria in strongly nonstoichiometric compounds]. *Uspekhi fizicheskikh nauk = Physics-Uspekhi*, 2000, vol. 170, no. 1, pp. 3–40. (In Russian).
40. Gusev A.I. Nestekhiometriya i sverkhstruktury [Nonstoichiometry and superstructures]. *Uspekhi fizicheskikh nauk = Physics-Uspekhi*, 2014, vol. 184, no. 9, pp. 905–945.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Влияние химического состава матрицы на структуру и свойства монокристаллических СВС-композитов

Наталья Пугачева^{1,а,*}, Юрий Николин^{2,б}, Татьяна Быкова^{1,с}, Екатерина Сенаева^{1,д}

¹ Институт машиноведения Уральского отделения Российской академии наук, ул. Комсомольская, 34, г. Екатеринбург, 620049, Россия

² Общество с ограниченной ответственностью «Солид Флэйм», пр. Ленина, 54, корп. 5, г. Екатеринбург, 620075, Россия

^а <https://orcid.org/0000-0001-8015-8120>, nat@imach.uran.ru, ^б <https://orcid.org/0000-0003-1070-2076>, sf.ekb@mail.ru,

^с <https://orcid.org/0000-0002-8888-6410>, tatiana_8801@mail.ru, ^д <https://orcid.org/0000-0001-8625-2310>, nata5-4@yandex.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК669.017.16

История статьи:

Поступила: 15 июня 2021

Рецензирование: 08 июля 2021

Принята к печати: 14 июля 2021

Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Самораспространяющийся высокотемпературный синтез

Композит

Матрица

Карбид бора

Карбид титана

Диборид титана

Твердость

Износостойкость

Прочность

Финансирование:

Работа выполнена на оборудовании ЦКП «Пластометрия» ИМАШ УрО РАН в соответствии с государственным заданием по теме № АААА-А18-118020790145-0.

Благодарности:

Авторы выражают благодарность к.т.н. Р.А. Савраю и И.А. Заболотных за помощь в проведении экспериментов.

АННОТАЦИЯ

Введение. Разработка новых износостойких материалов, получаемых методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС), является актуальной задачей материаловедения. Наибольшее распространение метод СВС получил в области создания новых порошковых материалов. Получению монокристаллических беспористых композитов уделено значительно меньше внимания. Для монокристаллических композитов весьма важным является выявление роли металлической матрицы и фазовых превращений в процессе вторичного структурообразования после завершения процесса синтеза при охлаждении полученного материала. **Цель данной работы** заключалась в проведении сравнительного анализа структуры и свойств СВС-композитов систем Fe-Ti-C-B, Fe-Ni-Ti-C-B, Fe-Ni-Cr-Ti-C-B и Cu-Ti-C-B. **Материалы и методы исследования.** Композиты получали из порошковых смесей, состоящих из терморегулирующих компонентов Ti, C, и B, а также матричных Fe, Fe-Ni, Fe-Ni-Cr и Cu. Исходные порошки тщательно перемешивали, загружали в стальной трубный контейнер и выполняли предварительное компактирование порошковой смеси. Затем проводили нагрев заготовок в электропечи до температуры начала самовоспламенения. После завершения СВС заготовки деформировали с усилием 250 МПа в гидравлическом прессе при температуре не ниже 1000 °С. Из полученных сэндвич-пластин вырезали образцы для микроструктурных исследований, определения плотности, измерения твердости, испытаний на поперечный изгиб и абразивную износостойкость. **Результаты и обсуждение.** Все исследованные композиты характеризовались неравномерным распределением упрочняющих частиц TiC и TiB₂ по объему. Использование матрицы Fe-Ni привело к формированию областей с эвтектической структурой γ-Fe + Fe₂B в композите и дополнительной упрочняющей фазы Ni₃Ti. Использование металломатричных компонентов Fe-Ni-Cr привело к формированию в матрице двух твердых растворов – аустенита и феррита, а по границам аустенитных зерен образовались частицы Cr₂₃C₆. Максимальную прочность на поперечный изгиб показали СВС-композиты систем Fe-Ti-C-B и Cu-Ti-C-B с матрицей из ГЦК твердых растворов. Все композиты имели твердость 66–72 HRC и показали стойкость к абразивному изнашиванию на одном уровне.

Для цитирования: Влияние химического состава матрицы на структуру и свойства монокристаллических СВС-композитов / Н.Б. Пугачева, Ю.В. Николин, Т.М. Быкова, Е.И. Сенаева // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 124–138. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-124-138.

*Адрес для переписки

Пугачева Наталья Борисовна, д.т.н., доцент,
главный научный сотрудник,
Институт машиноведения УрО РАН,
ул. Комсомольская, 34,
620049, г. Екатеринбург, Россия
Тел.: 8 (343) 362-30-23, e-mail: nat@imach.uran.ru

Введение

Разработкой технологии создания новых композиционных материалов с использованием метода СВС занимаются около 50 лет, но до сих пор остается множество нерешенных вопросов.

При создании износостойких СВС-композитов основное внимание обычно уделяется упрочняющим фазам – карбидам и боридам, которые обеспечивают высокие значения твердости и износостойкости [1–5]. Наибольшее распространение метод СВС получил в области создания новых порошковых материалов [6–8]. Недостаточно внимания уделяется монолитным СВС-композитам, которые используются в основном в качестве инструментальных материалов. Расширение сферы применения монолитных СВС-композитов, связанное с расширением диапазона их прочностных характеристик, делает важным выявление роли металлической матрицы. Недостаточно изучены явления, происходящие при вторичном структурообразовании в таких композитах. Противоречивы данные по влиянию эвтектик, неизбежно появляющихся в процессе синтеза многокомпонентных систем, таких как Fe-Ni-Ti-C-B и Ni-Cr-Ti-C-B [9–16]. Определенные трудности до сих пор существуют в получении беспористых монолитных композитов, предназначенных для деталей и элементов конструкций, испытывающих абразивное воздействие на большой площади поверхности. При механических нагрузках, особенно ударных, возникает опасность трещинообразования и быстрого разрушения композитов. Для получения удовлетворительного сочетания износостойкости с прочностью необходимо уделять особое внимание металлической матрице и процессам, происходящим в ней при вторичном структурообразовании, а также найти дополнительные способы изменения строения, химического состава и свойств матрицы, что в конечном итоге приведет к изменению свойств композита в целом [17–22]. В связи с вышеизложенным исследование влияния металлической матрицы на свойства СВС-композитов являются актуальными, поскольку они позволят внести определенный вклад в создание научных основ получения высокоизносостойких материалов, отличающихся высокими показателями прочности.

Цель данной работы заключалась в проведении сравнительного анализа структуры и свойств СВС-композитов систем Fe-Ti-C-B, Fe-Ni-Ti-C-B, Fe-Ni-Cr-Ti-C-B и Cu-Ti-C-B.

Материалы и методы исследования

Исследованы монолитные СВС-композиты разного химического состава, полученные по технологии, описанной в работах [23,24]. Исходная порошковая смесь состоит из термореагирующих и матричных компонентов. Термореагирующие компоненты (ТРК) – это порошки титана, углерода и карбида бора B_4C . Расчет процентного содержания этих компонентов в составе ТРК производился из условия осуществления реакции в стехиометрических пропорциях:



Матричные компоненты – порошки Fe, Cr, Ni, Cu. В работе использовались следующие порошки: титана ПТМ-1 (размер частиц 15...45 мкм), карбида бора М20 (12...20 мкм), углерода технического П-804Т (1...4 мкм), железа ПЖРВ-3 (40...100 мкм), никеля ПНК-УТЗ (1...20 мкм), меди ПМР-1 (40...100 мкм), хрома ПХ1М (20...100 мкм). Исходные порошки помещались в шаровую мельницу объемом 5 литров вместе с мелющими шарами из стали ШХ15. Соотношение массы порошков к массе шаров составляло 1:3. Вид смешивания – сухое. Время смешивания – 12 часов.

Ранее было показано, что минимальная пористость композитов системы Fe-Ni-Ti-C-B получается при содержании ТРК в порошковой смеси не более 30 масс. % [25–29]. Химический состав порошковых смесей для получения СВС-композитов приведен в табл. 1.

Полученную порошковую смесь засыпали в стальной трубный контейнер из малоуглеродистой конструкционной стали (марки Ст3). Выполняли первичное компактирование порошковой смеси с помощью специальной оснастки. Затем заготовку помещали в электрическую печь и нагревали до температуры начала экзотермических реакций (1030 °С). После окончания СВС горячую заготовку переносили в гидравлический пресс и компактировали с нагрузкой не менее 250 МПа для устранения внутренней пористости. В результате были получены сэндвич-пластины, внешний вид которых показан на рис. 1.

Структуру композитов исследовали на сканирующем электронном микроскопе TESCAN VEGAII XMU. Твердость по Роквеллу измеряли

Таблица 1

Table 1

Химический состав порошковых смесей для получения СВС-композитов, масс. %
The chemical composition of powder mixtures for obtaining SHS-composites, mass. %

№ п/п	ТРК (Ti–C–B)	Fe	Ni	Cr	Cu
1	30	70	0	0	0
2	30	50	20	0	0
3	30	35	20	15	0
4	30	0	0	0	70



Рис. 1. Внешний вид сэндвич-пластин из монолитных СВС-композитов

Fig. 1. Appearance of sandwich panels made of SHS-composites

на твердоме. Локальный химический состав фаз композитов определяли с помощью энергодисперсионной и волнодисперсионной приставок фирмы OXFORD к сканирующему микроскопу. Фазовый рентгеноструктурный анализ выполнен на рентгеновском дифрактометре SHIMADZU в $K\alpha$ -излучении хрома.

Плотность определяли методом гидростатического взвешивания образцов на воздухе и в дистиллированной воде. Взвешивание проводили на аналитических весах Ohas Pioneer PA 214. Плотность композита определяли по формуле

$$\rho = \frac{m_1}{m_1 - m_2} \rho_{\text{в}}, \quad (2)$$

где m_1 – масса образца на воздухе; m_2 – масса образца в воде; $\rho_{\text{в}}$ – плотность дистиллированной воды ($\rho_{\text{в}} = 998 \text{ кг/м}^3$). Погрешность составляла не более 0,2 % от измеряемой величины.

Испытания на поперечный изгиб проводили по ГОСТ 20019–74 «Сплавы твердые спеченные. Метод определения предела прочности при по-

перечном изгибе». Испытания проводили на образцах типа А (размером $35 \times 5 \times 5 \text{ мм}$), скорость испытания составила 0,2 мм/мин, расстояние между осями опор 30 мм. Предел прочности при поперечном изгибе R_{bm} рассчитывали по формуле

$$R_{bm} = \frac{3Fl}{2bh^2}, \quad (3)$$

где F – наибольшая сила, соответствующая моменту разрушения образца, Н; l – расстояние между осями опор, мм; h – высота образца (размер, совпадающий с направлением приложения силы при испытании), мм; b – ширина образца (размер, перпендикулярный высоте), мм.

Испытания абразивной износостойкости проводили по методике, подробно описанной в работах [26, 27]. Износостойкость образцов оценивали по относительному изменению массы ($\Delta m_{\text{отн}}$), которую рассчитывали по формуле

$$\Delta m_{\text{отн}} = \Delta m / m_0, \quad (4)$$

где m_0 – начальная масса образца; m – масса образца после испытаний. Кроме того, рассчитывали значения коэффициента трения (K) и относительный износ (ε) по формулам

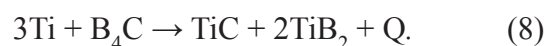
$$K = F_{\text{тр}} / N, \quad (5)$$

$$\varepsilon = \Delta m / \Delta m_{\text{эт}}, \quad (6)$$

где Δm – потеря массы образца; $\Delta m_{\text{эт}}$ – потеря массы эталона (в качестве эталона выбран образец из стали 40Х). Поверхность износа после испытаний исследовали с помощью оптического интерферометра-профилометра Wyko, на котором определяли шероховатость поверхности Ra .

Результаты и их обсуждение

Условия нагрева и геометрические размеры заготовок с различными составами порошковых смесей были одинаковыми. Горячее компактирование сразу после завершения синтеза позволяет получить плотные беспористые композиты. Во всех исследованных композитах армирующими фазами являются частицы карбида титана TiC и диборида титана TiB₂. Эти фазы образуются в результате протекания экзотермической реакции (1), которую можно представить в виде комбинации химических реакций:



Частицы TiC серого цвета размером от 0,5 до 2 мкм имеют форму, близкую сферической (рис. 2, а). Частицы TiB₂ черного цвета размером 2...10 мкм имеют форму, близкую кубу (рис. 2, б). Во всех исследованных композитах распределение армирующих частиц неравномерно по объему: одни области содержат преимущественно частицы TiC, другие – TiB₂. Это, очевидно, связано с неоднородным распределением углерода

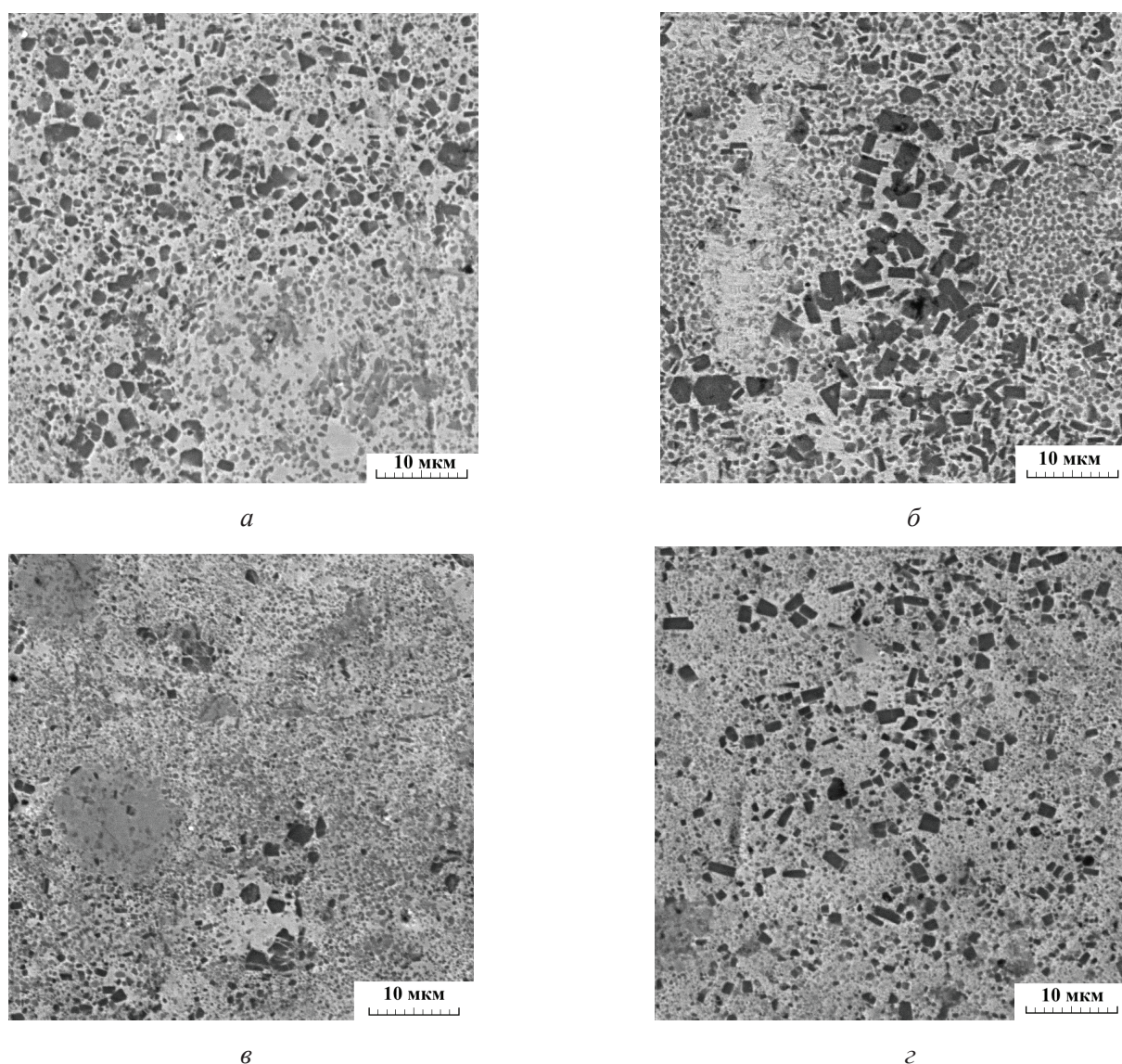


Рис. 2. Морфология и характер распределения частиц упрочняющих фаз TiC и TiB₂ в исследованных СВС-композитах:

а – матрица Fe; б – Fe + Ni; в – Fe + Ni + Cr; г – Cu

Fig. 2. Morphology and distribution of particles of strengthening TiC and TiB₂ phases in the studied SHS composites:

а – Fe matrix; б – Fe + Ni; в – Fe + Ni + Cr; г – Cu

(сажи) и карбида бора B_4C в объеме исходной порошковой смеси несмотря на тщательное перемешивание исходных порошков перед засыпкой в стальной кожух. Причиной этого является склонность многокомпонентных порошковых смесей, состоящих из порошков с различной формой частиц, дисперсией и насыпной плотностью, к механической сегрегации, обусловленной воздействием внешних сил. В нашем случае этими силами являются силы тяжести (пересыпание порошковой смеси из смесителя в трубный контейнер) и давления (силовое компактирование на гидравлическом прессе). В областях с преимущественным содержанием сажи реализуется химическая реакция (7), а там, где наблюдается более высокая концентрация карбида бора, – реакция (8).

При одинаковых условиях формирования СВС-композитов различный химический состав матрицы оказывает влияние на структуру и характер распределения химических элементов по объему получаемого материала. В зависимости от химического состава матрица композитов состоит из разных фаз (табл. 2). Композит системы Fe-Ti-C-B (получен из порошковой смеси состава 1, табл. 1) содержит аустенитную матрицу и армирующие частицы TiC и TiB_2 , характеризуется твердостью 63...68 HRC и имеет прочность $R_{bm30} = 800$ МПа. Микроструктура композита показана на рис. 3, а.

Добавление никеля в состав матрицы (порошковая смесь состава 2, табл. 1) привело к об-

разованию отдельных участков с эвтектической структурой $\gamma\text{-Fe} + Fe_2B$ в композите с характерной скелетообразной структурой (рис. 3, б). Условия образования такой эвтектической структуры были ранее описаны в работе [25]. Оси дендритов обогащены железом и содержат бор, а междендритные пространства представляют собой аустенит (рис. 4 и табл. 3). Отдельные микропоры размерами не более 5 мкм зафиксированы на участках с эвтектикой $\gamma\text{-Fe} + Fe_2B$. Возможно, именно с образованием эвтектических структур, разрушение которых требует малой работы, связана относительно невысокая прочность этого композита на изгиб $R_{bm} = 620$ МПа (см. табл. 2).

Основу металлической матрицы композита системы Fe-Ni-Cr-Ti-C-B, полученного из порошковой смеси состава 3 (см. табл. 1), составляет аустенит (обозначен цифрой 1, рис. 5, а). Кроме того, в матрице образовались области хромистого феррита (обозначены цифрой 2, рис. 5, а). Хром также участвует в образовании карбидов $Cr_{23}C_6$, частицы которых выделяются по границам аустенитных зерен (тонкие прослойки, обогащенные хромом, рис. 5, в). Частицы карбида и диборида титана формируются в основном в твердом растворе на основе Ni (рис. 2, в и 5, д, е). Композит достаточно плотный, зафиксированы единичные микропоры с максимальным размером 5 мкм, расположенные главным образом между скоплениями частиц TiB_2 . Фазовый рентгеноструктурный анализ

Таблица 2

Table 2

Фазовый состав, твердость и плотность СВС-композитов

Phase composition, hardness and density of SHS composites

№ п/п	Элементы матрицы	Фазовый состав	HRC	ρ , кг/м ³	R_{bm30} , МПа
1	Fe	γ -твердый раствор Ti в решетке Fe, TiC, TiB_2	63...68	6500	800
2	Fe-Ni	γ -твердый раствор Ni в решетке Fe, Fe_2B , TiC, TiB_2 , Ni_3Ti	66...70	7000	620
3	Fe-Ni-Cr	γ -твердый раствор Ni в решетке Fe, α -твердый раствор Cr в решетке Fe, TiC, TiB_2 , Ni_3Ti , $Cr_{23}C_6$	68...72	6900	670
4	Cu	Твердый раствор Ti в решетке Cu, TiC, TiB_2 , B_4C , B	65...70	6700	830

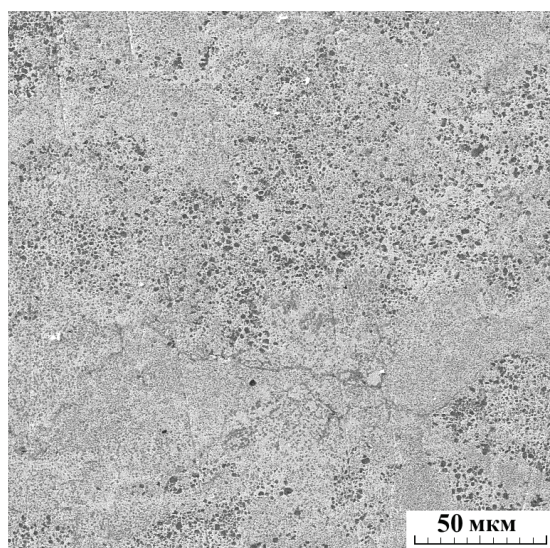
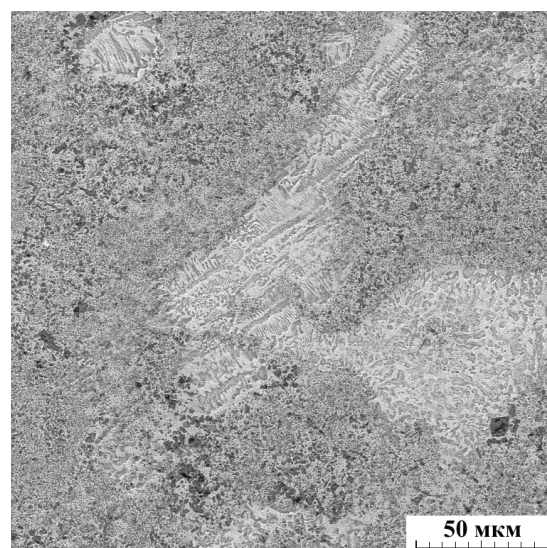
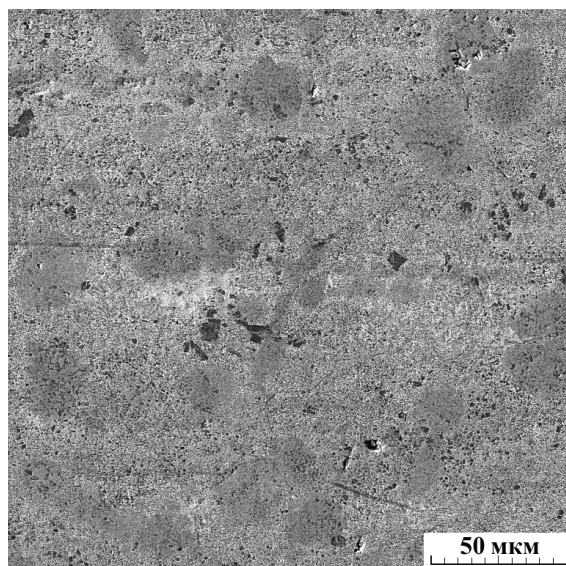
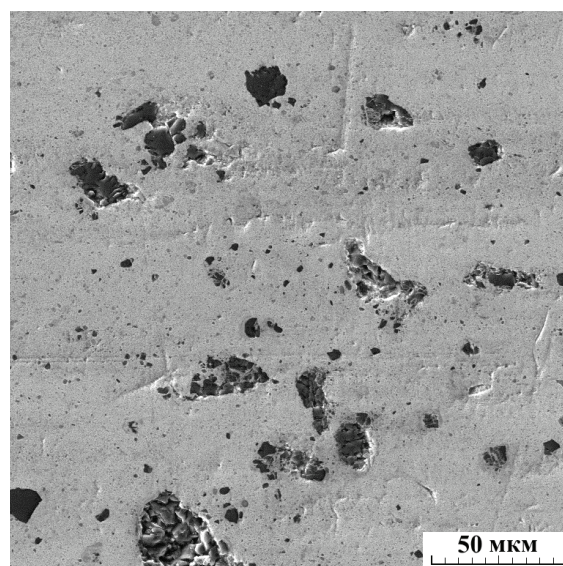
*a**б**в**г*

Рис. 3. Микроструктура исследованных СВС-композитов:

a – матрица Fe; *б* – Fe + Ni; *в* – Fe + Ni + Cr; *г* – Cu

Fig. 3. Microstructure of the studied SHS composites:

a – Fe matrix; *б* – Fe + Ni; *в* – Fe + Ni + Cr; *г* – Cu

показал присутствие интерметаллида Ni_3Ti , как и в композите состава 2. Твердость композита состава 3 составила 66...72 HRC, а прочность на изгиб $R_{bm} 30 = 670$ МПа (табл. 2).

Температура плавления меди (1083 °C) значительно ниже, чем у железа (1538 °C), хрома (1907 °C) и никеля (1455 °C). В связи с этим при одинаковом тепловом эффекте процесса СВС всех исследуемых порошковых составов (содержание ТРК в смеси одинаково) следует ожидать существенно различающиеся условия формирования структуры композитов. При микрорентгено-

спектальном исследовании композита с медной матрицей, полученного из порошковой смеси состава 4 (табл. 1), установлено наличие отдельных скоплений частиц карбида бора, которые не успели полностью прореагировать по реакции (7). Вероятно, имела место следующая реакция:



Частицы B_4C и бор были зафиксированы только по результатам микрорентгено-спектрального анализа на отдельных участках

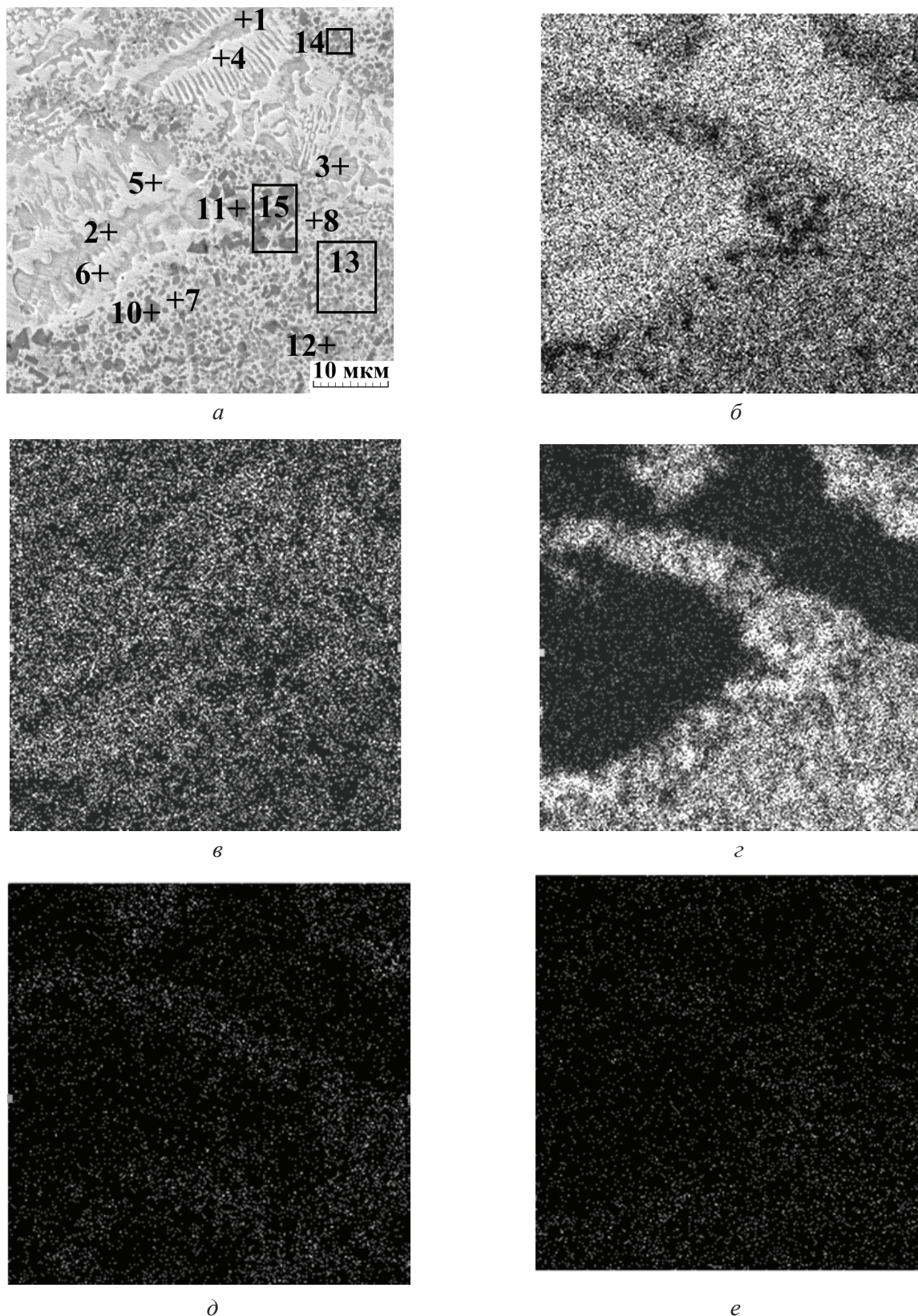


Рис. 4. Распределение химических элементов в областях с дендритной структурой композита Fe-Ni-Ti-C-B:

a – изображение во вторичных электронах; *б* – в характеристическом рентгеновском излучении Fe; *в* – Ni; *г* – Ti; *д* – C; *е* – B

Fig.4. Chemical elements distribution in the regions with the dendritic structure of the composite Fe-Ni-Ti-C-B:

a – image in secondary electrons; *б* – in the characteristic X-ray radiation Fe; *в* – Ni; *г* – Ti; *д* – C; *е* – B

Таблица 3

Table 3

Химический состав композита в участках, отмеченных на рис. 4, а, ат. %

The chemical composition of the composite in the areas marked in Fig. 4, a, at. %

№ п/п	B	C	Ti	Fe	Ni	Фазы
1	31,83	0	0,48	66,81	0,88	Fe ₂ B
2	32,15	0	0,43	66,80	0,62	
3	31,98	0	0,54	66,20	0,78	
4	0	5,74	0,50	65,54	28,22	γ-Fe
5	0	5,50	0,46	64,04	30,00	
6	0	5,22	0,73	66,40	27,65	
7	0	15,90	12,25	51,65	23,50	γ-Fe, TiC
8	0	22,36	11,93	55,85	21,56	
9	17,50	20,85	22,24	33,65	5,76	γ-Fe, TiC, TiB ₂
10	56,78	0	27,34	11,14	4,74	TiB ₂
11	62,64	0	24,68	9,70	2,98	
12	60,73	0	25,24	10,85	3,18	
13	0	28,65	24,26	35,11	11,98	γ-Fe, TiC
14	43,90	12,00	16,50	32,83	7,06	γ-Fe, TiB ₂ , TiC
15	47,75	11,65	19,42	30,31	5,92	

поверхности шлифа композита системы Cu-Ti-C-B (рис. 6 и табл. 4). Тем не менее прочность этого композита оказалась максимальной из всех исследованных $R_{bm} = 830$ МПа (см. табл. 2).

Абразивная износостойкость всех исследованных СВС-композитов оказалась примерно одинаковой (табл. 5). Относительная износостойкость была рассчитана в сравнении с показателями для образцов конструкционной стали 40Х, поэтому для нее $\varepsilon = 1$. Карбид кремния более твердый (3000...3200 HV) по сравнению с электрокорундом (2000...2300 HV) [28], поэтому для всех испытанных композитов относительный износ ε при испытаниях с карбидом кремния выше. Коэффициент трения находится на уровне 0,5 для всех исследованных композитов. Минимальная шероховатость поверхности характерна для композита с медной матрицей.

Выводы

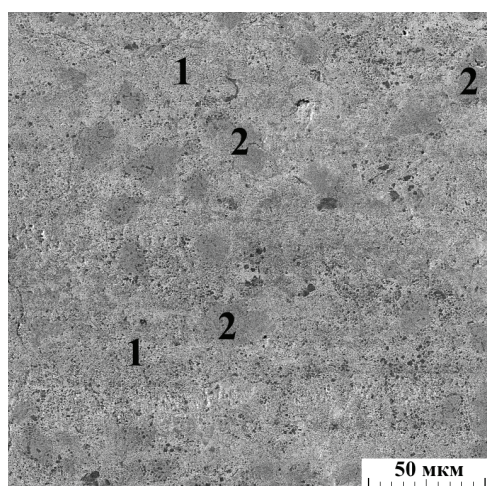
Во всех исследованных композитах основные армирующие фазы – частицы карбида титана TiC и диборида титана TiB₂, образовавшиеся

в результате химического взаимодействия исходных порошков и неравномерно распределенные в объеме композитов. Матрица композитов состоит из твердых растворов на основе кристаллических решеток Fe, Cr, Ni или Cu. Чем больше металлов входит в состав матрицы, тем более неоднороден композит по химическому составу. Максимальной химической неоднородностью характеризуется композит системы Fe-Ni-Cr-Ti-C-B.

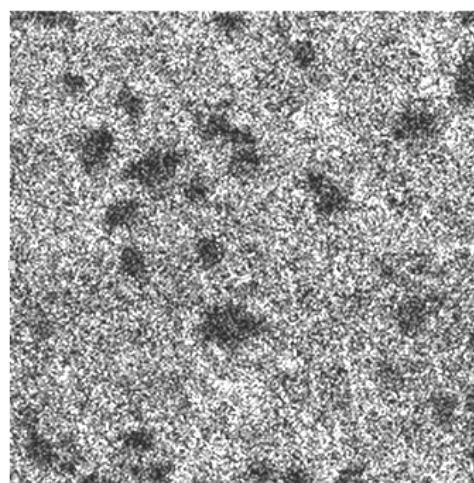
Введение в железную матрицу Ni привело к образованию областей с эвтектической структурой γ-Fe + Fe₂B и дополнительной упрочняющей фазы – интерметаллида Ni₃Ti.

Матрица композита системы Fe-Ni-Cr-Ti-C-B состоит из двух твердых растворов: на основе аустенита (Fe-Ni) и на основе феррита (Fe-Cr). К армирующим частицам TiC, TiB₂ и Ni₃Ti добавились частицы карбида хрома Cr₂₃C₆, образовавшиеся по границам аустенитных матричных зерен.

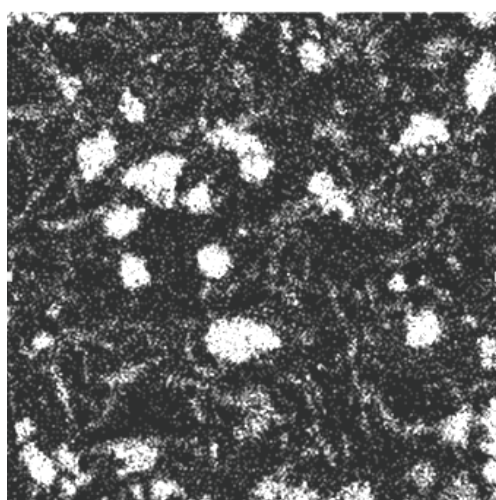
При формировании композита системы Cu-Ti-C-B реакция синтеза карбида и диборида титана реализовалась неполностью. Помимо фаз TiC и TiB₂ в отдельных объемах этого композита



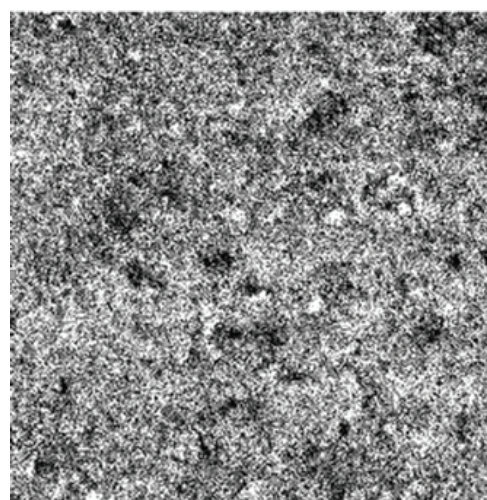
a



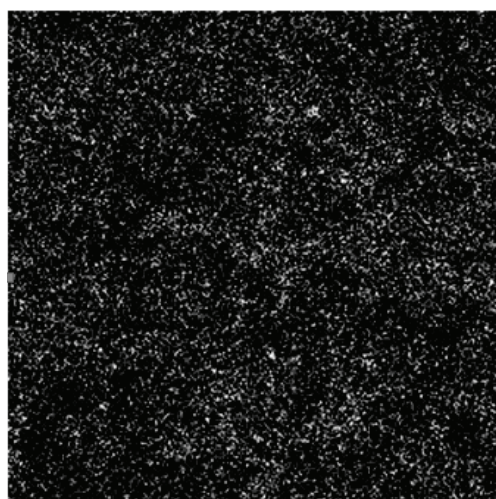
б



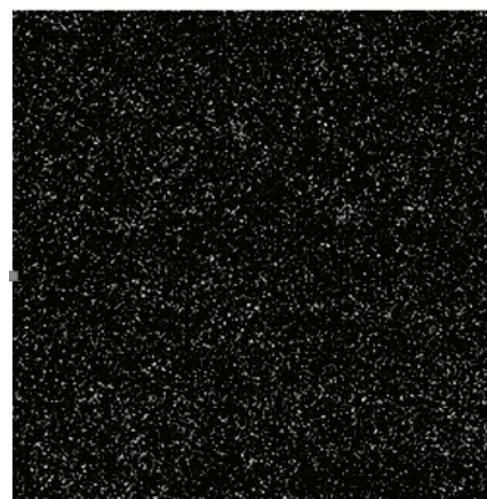
в



г



д



е

Рис. 5. Распределение химических элементов в композите Fe-Ni-Cr-Ti-C-B:
a – изображение во вторичных электронах; *б* – в характеристическом рентгеновском излучении Fe;
в – Cr; *г* – Ti; *д* – C; *е* – B

Fig.5. Chemical elements distribution in the composite Fe-Ni-Cr-Ti-C-B:
a – image in secondary electrons; *б* – in the characteristic X-ray radiation Fe; *в* – Cr; *г* – Ti; *д* – C; *е* – B

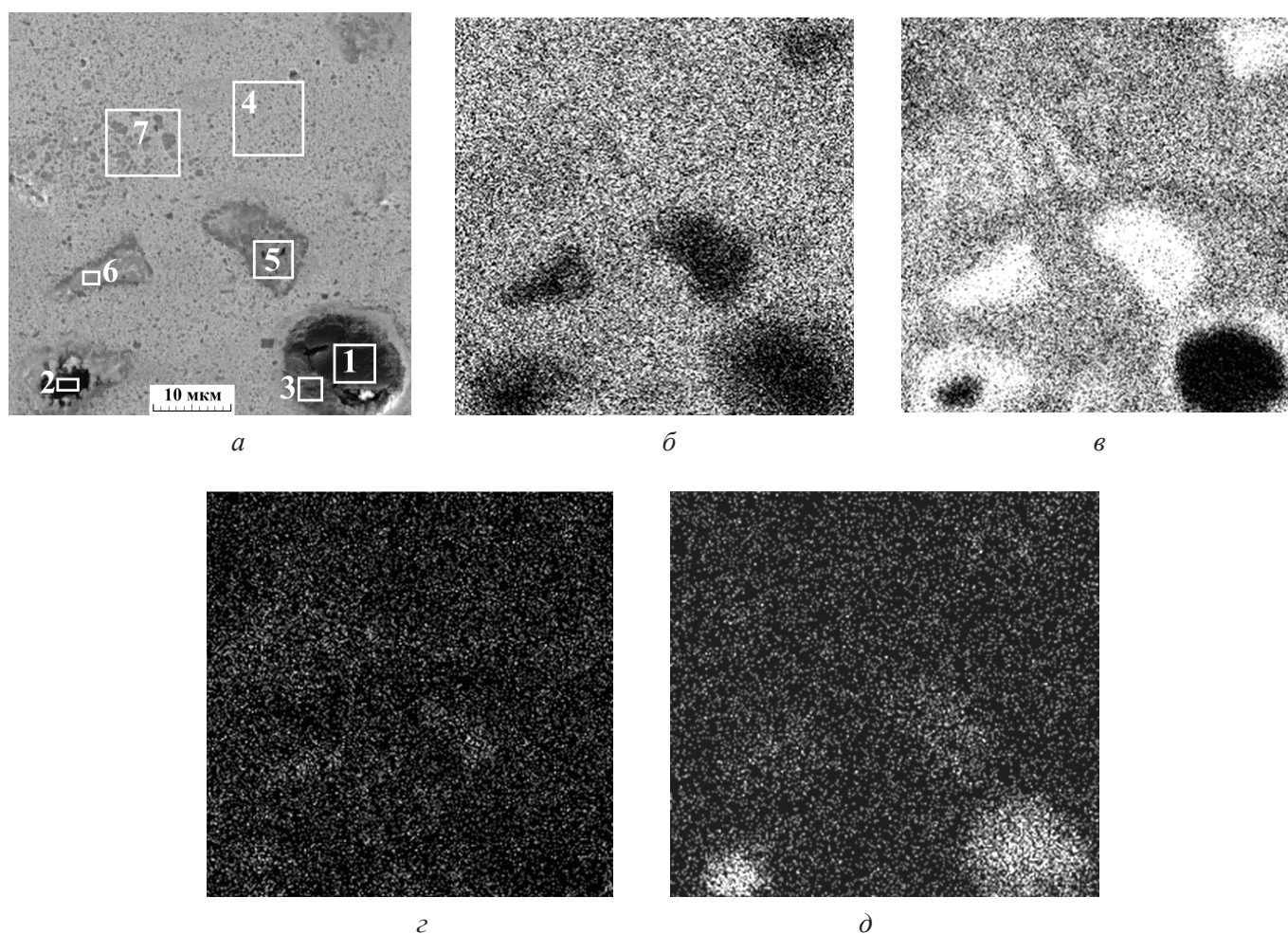


Рис. 6. Распределение элементов в композите системы Cu-Ti-C-B:

a – изображение во вторичных электронах с участками микроанализа; *б* – изображение в характеристическом рентгеновском излучении Cu; *в* – Ti; *г* – C; *д* – B

Fig. 6. Chemical elements distribution in the composite Cu-Ti-C-B:

a – image in secondary electrons with the microanalyses regions; *б* – in the characteristic X-ray radiation Cu; *в* – Ti; *г* – C; *д* – B

Таблица 4

Table 4

Химический состав структурных составляющих композита Cu-Ti-C-B, отмеченных на рис. 6, а, ат. %

The chemical composition of the structural components of the Cu-Ti-C-B composite shown in Fig. 6, а, ат. %

№ п/п	B	C	Ti	Cu	Фазы
1	78,7	22,3	0	0	B ₄ C
2	84,8	21,2	0	0	
3	88,2	0	0	11,8	B + Cu
4	17,9	18,4	17,5	46,2	Cu + TiB ₂ + TiC
5	35,5	24,6	33,5	6,4	
6	21,2	21,4	31,6	25,8	
7	32,40	17,28	35,15	15,17	

Таблица 5

Table 5

Результаты испытаний на абразивную износостойкость
Abrasion Resistance Test Results

№ п/п	Состав матрицы	$\Delta m/m_0$, %	ε	K	Ra , мкм
1	Fe	0,7 ¹	1,84	0,51	1,53
		1,3 ²	0,87	0,57	
2	Fe-Ni	1,8	1,95	0,52	1,53
		2,5	1,39	0,55	
3	Fe-Ni-Cr	0,4	3,16	0,45	1,49
		1,0	1,24	0,50	
4	Cu	0,6	1,96	0,49	1,1
		1,2	0,99	0,56	
5	Сталь 40X	1,3	1	0,65	2,0
		1,3		0,66	

1 – Испытания по электрокорунду.

2 – Испытания по карбиду кремния.

зафиксированы частицы непрореагировавшего исходного карбида бора B_4C , вокруг которых образовалась тонкая прослойка твердого раствора на основе Cu с частицами бора.

СВС-композиты с матрицей, состоящей из твердого раствора с ГЦК кристаллической решеткой, показали наибольшую прочность при испытаниях на поперечный изгиб. Абразивная износостойкость всех исследованных композитов находится на одном уровне. Минимальная шероховатость после испытаний зафиксирована у композита с медной матрицей.

Список литературы

1. Перспективные материалы и технологии самораспространяющегося высокотемпературного синтеза / Е.А. Левашов, А.С. Рогачев, В.В. Курбаткина, Ю.М. Максимов, В.И. Юхвид. – М.: МИСиС, 2011. – 378 с. – ISBN 978-5-87623-463-6.
2. Рогачев А.С., Мукасян А.С. Горение для синтеза материалов. – М.: Физматлит, 2012. – 400 с. – ISBN 978-5-9221-1441-7.
3. Физикохимические и технологические основы СВС / Е.А. Левашов, А.С. Рогачев, В.И. Юхвид, И.П. Боровинская. – М.: БИНОМ, 1999. – 176 с. – ISBN 5-7989-0126-2.
4. Амосов А.П., Боровинская И.П., Мержанов А.Г. Порошковая технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза материалов. – М.: Машиностроение-1, 2007. – 567 с. – ISBN 978-5-94275-360-3.

5. Мержанов А.Г. Самораспространяющийся высокотемпературный синтез // Физическая химия. Современные проблемы / под ред. Я.М. Колотыркина. – М.: Химия, 1983. – С. 6–44.

6. Nanoparticle dispersionstrengthened coatings and electrode materials for electrospray deposition / E.A. Levashov, P.V. Vakaev, E.I. Zamulaeva, A.E. Kudryashov, Yu.S. Pogozhev, D.V. Shtansky, A.A. Voevodin, A. Sanz // Thin Solid Films. – 2006. – Vol. 515, iss. 3. – P. 1161–1165. – DOI: 10.1016/j.tsf.2006.07.140.

7. Влияние легирования композитных Ti–TiC-покрытий переходными и вентильными металлами на их структуру и механические свойства / И.Г. Жевтун, П.С. Гордиенко, Ю.Н. Кульчин, Е.П. Субботин, С.Б. Ярусова, А.В. Голуб // Физика металлов и материаловедение. – 2019. – Т. 120, № 1. – С. 27–33. – DOI: 10.1134/S0015323018100157.

8. Щукин А.С., Сычёв А.Е. Особенности строения переходной зоны NiAl/Мо, сформированной в процессе самораспространяющегося высокотемпературного синтеза // Физика металлов и материаловедение. – 2019. – Т. 120, № 9. – С. 925–930. – DOI: 10.1134/S0015323019090134.

9. Microstructure and mechanical properties of TiC–TiN–Zr–WC–Ni–Co cermets / X. Zhang, N. Liu, C. Rong, J. Zhou // Ceramics International. – 2009. – Vol. 35, iss. 3. – P. 1187–1193. – DOI: 10.1016/j.ceramint.2008.06.005.

10. Heiligers Ch., Neethling J.H. Crystal structure of the binder phase in a model HfC–TiC–Ni material // Journal of Alloys and Compounds. – 2008. – Vol. 453, iss. 1–2. – P. 222–228. – DOI: 10.1016/j.jallcom.2007.05.094.

11. Zhang X., Liu N. Effects of ZrC on microstructure, mechanical properties and thermal shock resistance of TiC-ZrC-Co-Ni cermets // *Materials Science and Engineering: A*. – 2013. – Vol. 561. – P. 270–276. – DOI: 10.1016/j.msea.2012.11.003.

12. Kwon W.T., Park J.S., Kang S. Effect of group IV elements on the cutting characteristics of Ti(C,N) cermet tools and reliability analysis // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2005. – Vol. 166, iss. 1. – P. 9–14. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.009.

13. Mechanochemical synthesis of nanocomposite powder for ultrafine (Ti, Mo)C-Ni cermet without core-shell structure / Y.-K. Kim, J.-H. Shim, Y.W. Cho, H.-S. Yang, J.-K. Park // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. – 2004. – Vol. 22, iss. 4–5. – P. 193–196. – DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2004.06.004.

14. LaSalvia J.C., Kim D.K., Meyers M.A. Effect of Mo on microstructure and mechanical properties of TiC-Ni-based cermets produced by combustion synthesis – impact forging technique // *Materials Science and Engineering: A*. – 1996. – Vol. 206, iss. 1. – P. 71–80. – DOI: 10.1016/0921-5093(95)09994-8.

15. Effect of Mo addition on microstructure and mechanical properties of (Ti,W)C solid solution based cermets / G. Zhang, W. Xiong, Q. Yang, Z. Yao, S. Chen, X. Chen // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. – 2014. – Vol. 43, iss. 4–5. – P. 77–82. – DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.11.004.

16. Ettmayer P. Hardmetals and cermets // *Annual Review of Materials Research*. – 1989. – Vol. 19. – P. 145–164. – DOI: 10.1146/annurev.ms.19.080189.001045.

17. Хусид Б.М., Мержанов А.Г. Структурные превращения при безгазовом горении гетерогенных систем с плавящимся металлическим реагентом // *Доклады АН СССР*. – 1988. – Т. 298, № 2. – С. 414–417.

18. Holt J.B., Munir Z.A. Combustion synthesis of titanium carbide – theory and experiment // *Journal of Materials Science*. – 1986. – Vol. 21. – P. 251–259. – DOI: 10.1007/BF01144729ID.

19. Technological aspects of manufacturing new synthetic titanium and molybdenum carbide-based tool materials / E.A. Levashov, B.V. Vyushkov, K.N. Egorychev, I.P. Borovinskaya // *International Journal of SHS*. – 1996. – Vol. 5, iss. 3. – P. 293.

20. Levashov E.A., Kurbatkina V.V. Regularities of composite materials with micrograded grain struc-

ture formation // *Materials Science Forum*. – 2004. – Vol. 492–493. – P. 615–620. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.492-493.

21. Effects of nanocrystalline powders additions on the characteristics of combustion process, phase and structure-formation, and properties of SHS alloys on titanium carbide base / E.A. Levashov, O.V. Malochkin, A.E. Kudryashov, F. Gammel, R. Suchentrunk // *Journal of Materials Synthesis and Processing*. – 2002. – Vol. 10, iss. 5. – P. 231–236. – DOI: 10.1023/A:1023033907477.

22. Nowotny H., Rogl P., Schuster J.C. Structural chemistry of complex carbides and related compounds // *Journal of Solid State Chemistry*. – 1982. – Vol. 44, iss. 1. – P. 126–133. – DOI: 10.1016/0022-4596(82)90409-1.

23. Многослойная износостойкая пластина / Николин Ю.В., Зяткевич В.В., Блинков О.Г. Приоритет от 07.08.2014 до 07.08.2024.

24. Патент 2680489 Российская Федерация. Способ изготовления многослойной износостойкой пластины / Николин Ю.В., Матевосян М.Б., Кочугов С.П., Пугачева Н.Б. – Заявл. 10.11.2017; опубл. 21.02.2019, Бюл. № 6.

25. Структура СВС-композитов системы Fe-Ti-C-B / Н.Б. Пугачева, Ю.В. Николин, Е.И. Сенаева, И.Ю. Малыгина // *Физика металлов и металловедение*. – 2019. – Т. 120, № 11. – С. 1174–1180. – DOI: 10.1134/S0015323019110135.

26. Вихретоковый контроль структурного состояния, твердости и абразивной износостойкости высокопрочного чугуна, подвергнутого лазерной закалке и последующему отпуску / А.В. Макаров, Э.С. Горкунов, Л.Х. Коган, И.Ю. Малыгина, А.Л. Осинцева // *Diagnostics, Resource and Mechanics of materials and structures*. – 2015. – Iss. 6. – С. 90–103. – DOI: 10.17804/2410-9908.2015.6.090-103.

27. Влияние лазерной закалки и последующей термической обработки на структуру и износостойкость цементированной стали 20ХН3А / А.В. Макаров, Л.Г. Коршунов, И.Ю. Малыгина, А.Л. Осинцева // *Физика металлов и металловедение*. – 2007. – Т. 103, № 5. – С. 536–548.

28. РД 50-672–88. Расчеты и испытания на прочность. Классификация видов изломов. Методические указания. – М.: Госстандарт, 1989. – 21 с.

29. Хрущов М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. – М.: Наука, 1970. – 252 с.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Influence of the chemical composition of the matrix on the structure and properties of monolithic SHS composites

Nataliya Pugacheva^{1, a, *}, Yuri Nikolin^{2, b}, Tatiana Bykova^{1, c}, Ekaterina Senaeva^{1, d}

¹ Institute of Engineering Science, Ural Branch, Russian Academy of Sciences, 34 Komsomolskaya str., Yekaterinburg, 620049, Russian Federation

² Solid Flame Ltd., Lenin Ave., 54, box. 5, Yekaterinburg, 620075, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0001-8015-8120>, nat@imach.uran.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0003-1070-2076>, sf.ekb@mail.ru,

^c <https://orcid.org/0000-0002-8888-6410>, tatiana_8801@mail.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0001-8625-2310>, nata5-4@yandex.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 15 June 2021

Revised: 08 July 2021

Accepted: 14 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Self-propagating high-temperature synthesis
 Composite
 The matrix
 Boron carbide
 Titanium carbide
 Titanium diboride
 Hardness
 Wear resistance
 Strength

Funding

The work was carried out on the equipment of the Plastometriya Shared Use Center of the IMASH UB RAS in accordance with the state assignment on the topic No. AAAA-A18-118020790145-0.

Acknowledgements

The authors are grateful to Ph.D. R.A. Savrai and I.A. Zabolotskikh for help with the experiments.

ABSTRACT

Introduction. The development of new wear-resistant materials obtained by the method of self-propagating high-temperature synthesis (SHS) is an urgent problem in materials science. The SHS method is most widely used in the field of creating new powder materials. Much less attention has been paid to the production of monolithic non-porous composites. For monolithic composites, it is very important to identify the role of the metal matrix and phase transformations in the process of secondary structure formation after the completion of the synthesis process when the obtained material is cooled. **The aim of this work** was to carry out a comparative analysis of the structure and properties of SHS composites of the Fe-Ti-C-B, Fe-Ni-Ti-C-B, Fe-Ni-Cr-Ti-C-B, and Cu-Ti-C-B systems. **Materials and research methods.** Composites were obtained from powder mixtures consisting of thermoreactive components Ti, C, and B, as well as matrix Fe, Fe-Ni, Fe-Ni-Cr, and Cu. The initial powders were thoroughly mixed, loaded into a steel tube container, and the powder mixture was preliminary compacted. Then, the workpieces were heated in an electric furnace to the temperature of the onset of autoignition. After completion of the SHS, the workpieces were deformed with a force of 250 MPa in a hydraulic press at a temperature not lower than 1000 °C. Samples were cut from the obtained sandwich plates for microstructural studies, density determination, hardness measurements, transverse bending tests and abrasive wear resistance tests. **Results and discussion.** All investigated composites were characterized by an uneven distribution of strengthening particles TiC and TiB₂ over the volume. The use of the Fe-Ni matrix led to the formation of regions with the γ -Fe + Fe₂B eutectic structure in the composite and an additional strengthening phase Ni₃Ti. The use of Fe-Ni-Cr metal-matrix components led to the formation of two solid solutions in the matrix - austenite and ferrite, and Cr₂₃C₆ particles were formed along the boundaries of austenite grains. The maximum transverse bending strength was shown by SHS composites of the Fe-Ti-C-B and Cu-Ti-C-B systems with a matrix of FCC solid solutions. All composites had a hardness of 66 -72 HRC and showed the same abrasion resistance.

For citation: Pugacheva N.B., Nikolin Yu.V., Bykova T.M., Senaeva E.I. Influence of the chemical composition of the matrix on the structure and properties of monolithic SHS composites. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 124–138. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-124-138. (In Russian).

* Corresponding author

Pugacheva Nataliya B., D.Sc. (Engineering),
 Associate Professor, Chief Researcher
 Institute of Engineering Science, Ural Branch, Russian Academy of Sciences,
 34 Komsomolskaya st.,
 620049, Yekaterinburg, Russian Federation
 Tel.: 8 (343) 362-30-23, e-mail: nat@imach.uran.ru

References

1. Levashov E.A., Rogachev A.S., Kurbatkina V.V., Maksimov Yu.M., Yukhvid V.I. Perspektivnye materialy i tekhnologii samorasprostranyayushchegosya vysokotemperaturnogo sinteza [Advanced materials and technologies of self-propagating high-temperature synthesis]. Moscow, MISiS Publ., 2011. 378 p. ISBN 978-5-87623-463-6.
2. Rogachev A.S., Mukas'yan A.S. *Gorenie dlya sinteza materialov* [Combustion for the synthesis of materials]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2012. 400 p. ISBN 978-5-9221-1441-7.
3. Levashov E.A., Rogachev A.S., Yuhvid V.I., Borovinskaya I.P. *Fizikokhimicheskie i tekhnologicheskie osnovy SVS* [Physicochemical and technological foundations of SHS]. Moscow, BINOM Publ., 1999. 176 p. ISBN 5-7989-0126-2.
4. Amosov A.P., Borovinskaya I.P., Merzhanov A.G. *Poroshkovaya tekhnologiya samorasprostranyayushchegosya vysokotemperaturnogo sinteza materialov* [Powder technology of self-propagating high-temperature synthesis of materials]. Moscow, Mashinostroenie-1 Publ., 2007. 567 p. ISBN 978-5-94275-360-3.
5. Merzhanov A.G. Samorasprostranyayushchiysya vysokotemperaturnyi sintez [Self-propagating high-temperature synthesis]. *Fizicheskaya khimiya. Sovremennye problemy* [Physical chemistry. Contemporary problems]. Ed. by Ya.M. Kolotyarkin. Moscow, Khimiya Publ., 1983, pp. 6–44.
6. Levashov E.A., Vakaev P.V., Zamulaeva E.I., Kudryashov A.E., Pogozhev Yu.S., Shtansky D.V., Voevodin A.A., Sanz A. Nanoparticle dispersion strengthened coatings and electrode materials for electrospark deposition. *Thin Solid Films*, 2006, vol. 515, iss. 3, pp. 1161–1165. DOI: 10.1016/j.tsf.2006.07.140.
7. Zhevtun I.G., Gordienko P.S., Yarusova S.B., Golub A.V., Kul'chin Y.N., Subbotin E.P. Effects of doping of composite Ti–TiC coatings with transition and valve metals on their structure and mechanical properties. *The Physics of Metals and Metallography*, 2019, vol. 120, no. 1, pp. 25–31. DOI: 10.1134/S0031918X18100150. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2019, vol. 120, no. 1, pp. 27–33. DOI: 10.1134/S0015323018100157.
8. Shchukin A.S., Sytshev A.E. Peculiarities of a NiAl/Mo transition zone formed during self-propagating high-temperature synthesis. *The Physics of Metals and Metallography*, 2019, vol. 120, no. 9, pp. 848–852. DOI: 10.1134/S0031918X19090138. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2019, vol. 120, no. 9, pp. 925–930. DOI: 10.1134/S0015323019090134.
9. Zhang X., Liu N., Rong C., Zhou J. Microstructure and mechanical properties of TiC–TiN–Zr–WC–Ni–Co cermets. *Ceramics International*, 2009, vol. 35, iss. 3, pp. 1187–1193. DOI: 10.1016/j.ceramint.2008.06.005.
10. Heiligers Ch., Neethling J.H. Crystal structure of the binder phase in a model HfC–TiC–Ni material. *Journal of Alloys and Compounds*, 2008, vol. 453, iss. 1–2, pp. 222–228. DOI: 10.1016/j.jallcom.2007.05.094.
11. Zhang X., Liu N. Effects of ZrC on microstructure, mechanical properties and thermal shock resistance of TiC–ZrC–Co–Ni cermets. *Materials Science and Engineering: A*, 2013, vol. 561, pp. 270–276. DOI: 10.1016/j.msea.2012.11.003.
12. Kwon W.T., Park J.S., Kang S. Effect of group IV elements on the cutting characteristics of Ti(C,N) cermet tools and reliability analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, vol. 166, iss. 1, pp. 9–14. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.009.
13. Kim Y.-K., Shim J.-H., Cho Y.W., Yang H.-S., Park J.-K. Mechanochemical synthesis of nanocomposite powder for ultrafine (Ti,Mo)C–Ni cermet without core-rim structure. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2004, vol. 22, iss. 4–5, pp. 193–196. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2004.06.004.
14. LaSalvia J.C., Kim D.K., Meyers M.A. Effect of Mo on microstructure and mechanical properties of TiC–Ni based cermets produced by combustion synthesis – impact forging technique. *Materials Science and Engineering: A*, 1996, vol. 206, iss. 1, pp. 71–80. DOI: 10.1016/0921-5093(95)09994-8.
15. Zhang C., Xiong W., Yang Q., Yao Z., Chen S., Chen X. Effect of Mo addition on microstructure and mechanical properties of (Ti,W)C solid solution based cermets. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2014, vol. 43, iss. 4–5, pp. 77–82. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2013.11.004.
16. Ettmayer P. Hardmetals and cermets. *Annual Review of Materials Research*, 1989, vol. 19, pp. 145–164. DOI: 10.1146/annurev.ms.19.080189.001045.
17. Khusid B.M., Merzhanov A.G. Strukturnye prevrashcheniya pri bezgazovom gorenii geterogennykh sistem s plavyashchimsya metallicheskim reagentom [Structural transformations in the absence of gas combustion of heterogeneous systems with a melting metal reagent]. *Doklady Akademii nauk SSSR*, 1988, vol. 298, no. 2, pp. 414–417. (In Russian).
18. Holt J.B., Munir Z.A. Combustion synthesis of titanium carbide – theory and experiment. *Journal of Materials Science*, 1986, vol. 21, pp. 251–259. DOI: 10.1007 / BF01144729ID.

19. Levashov E.A., Vyushkov B.V., Egorychev K.N., Borovinskaya I.P. Technological aspects of manufacturing new synthetic titanium and molybdenum carbide-based tool materials. *International Journal of SHS*, 1996, vol. 5, iss. 3, p. 293.
20. Levashov E.A., Kurbatkina V.V. Regularities of composite materials with micrograded grain structure formation. *Materials Science Forum*, 2004, vol. 492–493, pp. 615–620. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.492-493.
21. Levashov E.A., Malochkin O.V., Kudryashov A.E., Gammel F., Suchentrunk R. Effects of nanocrystalline powders additions on the characteristics of combustion process, phase and structure-formation, and properties of SHS alloys on titanium carbide base. *Journal of Materials Synthesis and Processing*, 2002, vol. 10, iss. 5, pp. 231–236. DOI: 10.1023/A: 1023033907477.
22. Nowotny H., Rogl P., Schuster J.C. Structural chemistry of complex carbides and related compounds. *Journal of Solid State Chemistry*, 1982, vol. 44, iss. 1, pp. 126–133. DOI: 10.1016/0022-4596(82)90409-1.
23. Nikolin Yu.V., Zyatkevich V.V., Blinkov O.G. *Mnogosloynaya iznosostoykaya plastina* [Multi-layer wear plate]. Patent RF No. 2014132582. Priority from 08/07/2014 to 08/07/2024.
24. Nikolin Yu.V., Matevosyan M.B., Kochugov S.P., Pugacheva N.B. *Sposob izgotovleniya mnogoslainoi iznosostoiroi plastiny* [Method of manufacturing a multilayer wear-resistant plate]. Patent RF, no. 2680489, 2019.
25. Pugacheva N.B., Senaeva E.I., Malygina I.Yu., Nikolin Yu.V. Structure of Fe-Ni-Ti-C-B SHS composites. *The Physics of Metals and Metallography*, 2019, vol. 120, iss. 11, pp. 1078–1084. DOI: 10.1134/S0031918X19110139. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2019, vol. 120, no. 11, pp. 1174–1180. DOI: 10.1134/S0015323019110135.
26. Makarov A.V., Gorkunov E.S., Kogan L.Kh., Malygina I.Yu., Osintseva A.L. Eddy current control of the structural state, hardness and abrasive wear resistance of high-strength cast iron subjected to laser hardening and subsequent tempering. *Diagnostics, Resource and Mechanics of materials and structures*, 2015, iss. 6, pp. 90–103. DOI: 10.17804 / 2410-9908.2015.6.090-103. (In Russian).
27. Makarov A.V., Malygina I.Yu., Osintseva A.L., Korshunov L.G. Effect of laser quenching and subsequent heat treatment on the structure and wear resistance of a cemented steel 20KHN3A. *The Physics of Metals and Metallography*, 2007, vol. 103, iss. 5, pp. 507–518. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2007, vol. 103, no. 5, pp. 536–548.
28. RD 50-672–88. *Raschety i ispytaniya na prochnost'. Klassifikatsiya vidov izlomov. Metodicheskie ukazaniya* [Regulating document 50-672–88. Calculations and strength tests. Classification of types of fractures. Methodical instructions]. Moscow, Gosstandart Publ., 1989. 21 p.
29. Khrushchov M.M., Babichev M.A. *Abrazivnoe iznashivanie* [Abrasive wear]. Moscow, Nauka Publ., 1970. 252 p.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Кинетические уравнения ползучести и повреждаемости для описания материалов с немонотонной зависимостью деформации при разрушении от напряжения

Инна Банищикова *

Институт гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН, пр. Лаврентьева, 15, г. Новосибирск, 630090, Россия

<https://orcid.org/0000-0002-4045-7975>, binna@ngs.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 539.376

История статьи:

Поступила: 16 июня 2021
Рецензирование: 05 июля 2021
Принята к печати: 30 июля 2021
Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Ползучесть
Кинетические уравнения
Немонотонная зависимость
Деформация при разрушении
Нормализованная кривая накопления повреждений
Растяжение стержня
Рациональные режимы деформирования

Благодарности:

Исследования частично выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов».

АННОТАЦИЯ

Обоснование. Снижение уровня накопления повреждений в процессе обработки материалов давлением в условиях повышенных температур в режимах ползучести и близких к сверхпластичности при изготовлении деталей может давать существенное увеличение их эксплуатационного ресурса в холодном состоянии. Нахождение температурно-силовых режимов, ведущих к уменьшению поврежденности материала в процессе производства и эксплуатации, – важная задача. **Цель работы.** Показать возможность использования модели ползучести и повреждаемости Соснина – Горева для сплавов с немонотонной зависимостью предельной деформации на диаграммах с кривыми ползучести. На примере сплава с такой зависимостью провести сравнительный анализ накопления повреждений двух способов деформирования в условиях одноосного растяжения: когда в сечении напряжение постоянно и когда постоянна скорость деформации. **Методы исследования.** Используется скалярный параметр поврежденности, который приравнен к нормированной деформации, т. е. к отношению текущей деформации к деформации при разрушении. Для нахождения коэффициентов определяющих соотношений проверяется подобие кривых ползучести в нормированных величинах «приведенная деформация – приведенное время», т. е. наличие единой нормализованной кривой накопления повреждений. Аппроксимация экспериментальных данных выполняется на основе метода наименьших квадратов. Для сравнительного анализа режимов деформирования используются методы численного интегрирования. **Результаты и обсуждение.** Определение параметров уравнений ползучести и повреждаемости по методике «единой кривой» продемонстрировано на примере экспериментальных данных для стали 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti) при 850 °C, имеющей минимум предельной деформации на диаграммах с кривыми ползучести. Анализ статического и кинематического режимов деформирования для исследуемого материала показал, что накопление повреждений в обоих случаях практически одно и то же для напряжений, близких к напряжению, при котором этот минимум достигается. Если напряжения ниже этого диапазона, то меньший уровень накопления повреждений будет при кинематическом режиме деформирования; при напряжениях выше значений этого диапазона к меньшему уровню накопления повреждений будет приводить статический режим. **Область применения.** Полученные результаты могут быть полезны при выборе рациональных режимов формования элементов конструкций из сплавов с немонотонной зависимостью предельной деформации от напряжения, а также при их оценке на длительную прочность в процессе эксплуатации.

Для цитирования: Банищикова И.А. Кинетические уравнения ползучести и повреждаемости для описания материалов с немонотонной зависимостью деформации при разрушении от напряжения // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 139–154. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-139-154.

Введение

Для уменьшения повреждений материалов в процессе их обработки давлением режимы высокотемпературной ползучести и близкие к сверхпластичности давно нашли свое применение.

*Адрес для переписки

Банищикова Инна Анатольевна, д. ф.-м. н., с.н.с.
Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН,
пр. Лаврентьева, 15,
630090, г. Новосибирск, Россия
Тел.: 8 (383) 333-27-50, e-mail: binna@ngs.ru

Выбор рациональных с точки зрения накопления повреждений термостатических режимов нагружения при изготовлении элементов конструкций ведет к увеличению эксплуатационного ресурса конечного изделия в холодном состоянии. Выявление таких режимов формования при производстве металлических конструкций – важная задача. Другим не менее актуальным направлением исследований является оценка остаточного ресурса в процессе эксплуатации.

Детальные обзоры моделей ползучести, учитывающие накопление повреждений в материале, проводятся в работах [1–4]. Модели накопления повреждений подразделяют на феноменологические и физически обоснованные. Основоположителем феноменологического подхода является Л.М. Качанов [5], который ввел понятия «сплошности» или «трещиноватости», описав состояние материала одним структурным параметром $\psi(t)$ ($0 \leq \psi \leq 1$, t – время), при этом механизмы повреждений и физическая природа параметра поврежденности не исследуются. Позднее Ю.Н. Работнов ввел «совершенно условно» параметр q ($0 \leq q \leq 1$), приняв, что при $q = 0$ материал считается не поврежденным, а при $q = 1$ начинается образование микроскопических трещин, что фактически означает его разрушение [6]. Еще позднее Ю.Н. Работнов обобщает модель, вводит несколько таких параметров повреждения, не наделяя их конкретным физическим смыслом. Такие параметры могут описывать различные аспекты накопления повреждений, например учитывать агрессивность среды [2].

В моделях, обоснованных физически в процессе накопления повреждений учитывается микроструктура материала, плотность пор или дислокаций [7–9].

Так как большинство материалов обладают анизотропными свойствами, то повреждаемость, как правило, имеет тензорный или векторный вид [2, 4, 10]. Однако до сих пор ввод в модели векторов и тензоров повреждаемости носит ограниченный характер, поскольку расчеты при этом существенно усложняются. Различные модели ползучести со скалярным параметром поврежденности активно применяются по сей день, а ввод соответствующего эквивалентного напряжения в уравнения в ряде случаев позволяет учесть и наличие свойств анизотропии. Согласно модели Работнова Ю.Н. определяющие соотношения для одноосного напряженного состояния имеют вид [11]

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon^c}{dt} &= f_c(\sigma, T, q_1, q_2, \dots, q_n), \\ \frac{dq_i}{dt} &= \varphi_i(\sigma, T, \varepsilon^c, t, q_1, q_2, \dots, q_n), \end{aligned} \quad (1)$$

где ε^c – необратимые деформации ползучести; T – температура; t – время; q_i – структурные параметры. В случае одного параметра поврежденности q система (1) может быть конкретизирована в виде [6]

$$\frac{d\varepsilon^c}{dt} = \frac{B_\varepsilon \sigma^n}{(1-q)^{\kappa_1}}, \quad \frac{dq}{dt} = \frac{B_q \sigma^g}{(1-q)^{\kappa_2}}.$$

Здесь параметры B_ε , B_q , n , g , κ_1 , κ_2 определяются на основе экспериментальных данных и в общем случае зависят от температуры. Необходимо отметить, что из экспериментальных данных невозможно определить параметры уравнений, входящих в систему, независимо друг от друга [6]. Единая методика определения параметров отсутствует, а при их выборе исследователи, как правило, руководствуются стремлением описать экспериментальные данные как можно лучше.

В [12] для описания ползучести и накопления повреждений вводится величина мощности рассеяния $W_A = \dot{\varepsilon}_{ij}^c \sigma_{ij}$, где $\dot{\varepsilon}_{ij}^c$, σ_{ij} – компоненты тензоров деформаций ползучести и напряжений (символом «точка» обозначена производная по времени t), при этом принято, что работа рассеяния в момент разрушения постоянна $A_* = \text{const}$ (энергетический подход в варианте О.В. Соснина). Для описания деформирования в [13] с использованием феноменологического подхода Ю.Н. Работнова обосновано применение энергетического варианта кинетических уравнений, обобщенного на случай, при котором деформация ползучести на момент разрушения $\varepsilon_*^c \neq \text{const}$ ($A_* \neq \text{const}$).

В настоящей работе продемонстрирована возможность описания процессов деформирования по модели Соснина – Горева [13] в случае, если функция $\varepsilon_*^c(\sigma)$ на диаграммах ползучести «деформация – время» при напряжениях $\sigma = \text{const}$ немонотонна. Описана методика определения параметров определяющих уравнений ползучести и повреждаемости.

Выбор режимов деформирования с целью снижения уровня накопления повреждений

для увеличения ресурса изделия в процессе производства и эксплуатации является актуальной задачей. В работах И.Ю. Цвелодуба и К.С. Бормотина в рамках энергетического подхода $A_* = \text{const}$ теоретически и численно обосновывается применение кинематических режимов с постоянной скоростью деформаций ползучести [14–16]. Однако конструкционные сплавы можно описать энергетическим вариантом теории ползучести $A_* = \text{const}$ в достаточно узком диапазоне скоростей и температур.

В [17] с целью оценки остаточного эксплуатационного ресурса было проведено исследование двух режимов деформирования в условиях одноосного растяжения для сплавов (АК4-1, 250 °С; Д16Т, 250 °С; ВТ9, 600 °С; сталь 09Г2С-12, 730 °С; 3В, 20 °С), имеющих монотонную зависимость предельной деформации (деформации при разрушении) от напряжения. Сравнивались режимы деформирования при постоянных напряжениях и при постоянных скоростях деформаций, соответствующих этим напряжениям. Аналитически и численно показано, что если на диаграммах ползучести зависимость $\varepsilon^c(\sigma)$ монотонно убывает с увеличением σ , то накопление повреждений меньше в кинематических режимах $\eta = d\varepsilon^c / dt = B_\varepsilon \sigma^n = \text{const}$. К таким материалам относятся в том числе те сплавы, которые описываются энергетическим вариантом теории ползучести $A_* = \text{const}$ и выполняется условие $g \geq n$. Для сплавов, у которых на диаграммах с кривыми ползучести $\varepsilon^c(t)$ зависимость $\varepsilon^c(\sigma)$ монотонно увеличивается, накопление повреждений меньше в режиме $\sigma = \text{const}$.

Цель данной работы – для сплава с монотонной зависимостью предельной деформации с применением кинематических уравнений ползучести и повреждаемости провести сравнительный анализ двух режимов деформирования растягиваемых стержней: статического $\sigma = \text{const}$ и кинематического $\eta = B_\varepsilon \sigma^n = \text{const}$.

Теория и методы

Определяющие соотношения ползучести и повреждаемости

В [13] уравнения (1) определены в виде

$$\frac{dA}{dt} = \frac{f_A(\sigma, T)}{(1-q)^{\kappa_1}}, \quad (2)$$

$$\frac{dq}{dt} = \frac{\Phi_c(\sigma, T)}{(1-q)^{\kappa_2}}, \quad (0 \leq q \leq 1).$$

Здесь $A = \int_0^t W_A dt = \int_0^{\varepsilon^c} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^c$. Заменяя q на $(1 - (1 - \omega)^{1/(\kappa_2 - \kappa_1 + 1)})$, соотношения (2) можно привести к следующим [13]:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{f_A(\sigma, T)}{(1-\omega)^m}, \quad \frac{d\omega}{dt} = \frac{\Phi_c(\sigma, T)}{(1-\omega)^m}, \quad (3)$$

исключив тем самым произвол в определении коэффициентов определяющих соотношений. В условиях одноосного состояния для параметра ω ($0 \leq \omega \leq 1$) должно выполняться уравнение единой нормализованной кривой

$$(1 - \omega)^{m+1} = (1 - \tilde{\tau}), \quad (4)$$

где

$$\tilde{\tau} = (\kappa_2 + 1) \int_0^t \Phi_c(\sigma, T) dt,$$

или $\tilde{\tau} = (m+1) \int_0^t \Phi_c(\sigma, T) dt$ – нормированное время.

Интегрируя (4), для ω получаем

$$\omega = 1 - \left(1 - \int_0^t \Phi_c(\sigma, T) dt \right)^{\frac{1}{m+1}}. \quad (5)$$

При $\sigma = \text{const}$ из (5) имеем

$$\omega = 1 - \left[1 - (m+1) \Phi_c(\sigma, T) t \right]^{\frac{1}{m+1}}, \quad (6)$$

$$A = \frac{f_A(\sigma, T)}{\Phi_c(\sigma, T)} \omega,$$

$$\omega = A / A_*, \quad A_* = f_A(\sigma, T) / \Phi_c(\sigma, T), \quad (7)$$

$$\tilde{t} = t / t_*, \quad t_* = \frac{1}{(m+1) \varphi_c(\sigma, T)}, \quad (8)$$

где t_* – время на момент разрушения. Если напряжение $\sigma = \text{const}$, то параметр поврежденности есть $\omega = A / A_* = \varepsilon^c / \varepsilon_*^c$, и проверка уравнений (3) должна выполняться в приведенных величинах $\omega = A / A_* = \varepsilon^c / \varepsilon_*^c$, $\tilde{t} = t / t_*$.

Если материал помимо стадий установившейся ползучести и разупрочнения имеет стадию упрочнения, то (3) можно переписать в виде [13]

$$W_A = \frac{dA}{dt} = \frac{f_A(\sigma, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}, \quad (9)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\varphi_c(\sigma, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m},$$

где α – параметр упрочнения. В этом случае в нормированных величинах $\omega = A / A_* \equiv \varepsilon^c / \varepsilon_*^c$, $\tilde{t} = t / t_*$ для ω также должно выполняться уравнение единой нормализованной кривой в виде

$$(1 - \omega^{(\alpha+1)})^{m+1} = 1 - \tilde{t}. \quad (10)$$

Интегрируя (9) при $\sigma = \text{const}$, вместо (6) получаем

$$\omega = \left(1 - (1 - (m+1)(\alpha+1)\varphi_c(\sigma, T)t)^{\frac{1}{m+1}} \right)^{\frac{1}{1+\alpha}},$$

$$A = \frac{f_A(\sigma, T)}{\varphi_c(\sigma, T)} \omega, \quad \varepsilon^c = \frac{f_A(\sigma, T)}{\sigma \varphi_c(\sigma, T)} \omega, \quad (11)$$

$$\varepsilon_*^c = \frac{f_A(\sigma, T)}{\sigma \varphi_c(\sigma, T)}.$$

Из анализа (11) следует, что в одноосном случае параметр ω характеризует деформируемость материала, т. е. $\omega = \varepsilon^c / \varepsilon_*^c$ – приведенная деформация, причем зависимость ε_*^c от напряжения σ может быть произвольная.

В случае сложного напряженного состояния уравнения (9) можно обобщить [13, 18]:

$$W_A = \frac{dA}{dt} = \frac{f_A(\sigma_e, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}, \quad (12)$$

$$A = \int_0^t \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^c dt,$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\varphi_c(\sigma_e^*, T)}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m}, \quad 0 \leq \omega \leq 1, \quad (13)$$

$$\eta_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}^c}{dt} = \lambda \frac{\partial \sigma_e}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \lambda = \frac{W_A}{\sigma_e}. \quad (14)$$

Здесь σ_e, σ_e^* – эквивалентные напряжения. В качестве σ_e может быть принята, например, интенсивность напряжений по Мизесу $\sigma_e = \sigma_i = (3\bar{\sigma}_{ij}\bar{\sigma}_{ij} / 2)^{1/2}$, $\bar{\sigma}_{ij}$ – компоненты девиатора напряжений. Выбор эквивалентного напряжения σ_e^* (критерия длительной прочности), как уже отмечалось, позволяет учесть анизотропный характер накопления повреждений для различных напряженных состояний. Анализ критериев длительной прочности при ползучести приводится в [19 – 21].

Ввод нормированных величин $\omega = A / A_* = \varepsilon^c / \varepsilon_*^c$, $\tilde{t} = t / t_*$ при анализе экспериментальных кривых ползучести дает возможность определить параметр ω через измеряемые в эксперименте величины $\varepsilon^c, t, \varepsilon_*^c, t_*$, при этом он остается никак не связан с микроструктурой материала (с изменением плотности пор, дислокаций, вакансий). Под разрушением в эксперименте понимается разделение образца на части.

Геометрическое подобие кривых (10) при постоянных напряжениях в приведенных величинах получено для целого ряда сплавов [12, 13, 22–24]. В [25, 26] продемонстрирована возможность применения уравнений (12) – (14) для описания материалов с монотонной зависимостью $\varepsilon_*^c(\sigma)$ на диаграммах ползучести $\varepsilon^c(t)$. В [25] это показано на примере кручения стержней из сплава без первой стадии ползучести ($\alpha = 0$) АК4-1 (Al-Cu-Mg-Fe-Ni) при $T = 250$ °С, при этом величина предельной интенсивности деформаций $\varepsilon_{i*}^c(\sigma_i)$ монотонно возрастает.

В [26] рассмотрен титановый сплав 3В (Ti–Al–V) при $T = 20^\circ\text{C}$, обладающий всеми тремя ярко выраженными стадиями ползучести. Для его описания используются уравнения (12)–(14) в варианте $A_* = \text{const}$, при этом интенсивность предельных деформаций, наоборот, монотонно падает с увеличением σ_i . Для обоих сплавов данные экспериментов плотно располагаются вблизи «единой кривой». Возможность такой группировки в нормированную кривую данных испытаний с немонотонной зависимостью $\varepsilon_{i*}^c(\sigma_i)$ обсуждается в [22, 23], однако методика получения параметров уравнений (12)–(14) не приводится.

Методика определения параметров кинетических уравнений

Методы нахождения коэффициентов кинетических уравнений (12)–(14) рассматриваются в работах [12, 24, 27]. Исследуемые сплавы имеют, как правило, монотонную зависимость $\varepsilon^c(\sigma)$ на экспериментальных диаграммах. Если зависимость не монотонна, то в этих работах она обычно осредняется и принимается монотонной.

Показатель m служит для описания разупрочнения и находится по третьему участку единой нормализованной кривой ползучести: при наличии у материала стадии упрочнения после точки перегиба, расположенной на установившемся участке; если первая стадия отсутствует, то только по последнему участку. Если $\alpha = 0$, то после логарифмирования (4) имеем

$$(m + 1) \ln(1 - \omega) = \ln(1 - \tilde{\tau}).$$

Это соотношение является уравнением прямой в логарифмических координатах $\ln(1 - \omega) - \ln(1 - \tilde{\tau})$. По ее наклону определяется показатель m . Здесь $\omega = \varepsilon_k^c / \varepsilon_{k*}^c$; $\tilde{\tau} = t_k / t_{k*}$; индекс k означает номер кривой ползучести $\sigma = \sigma_k = \text{const}$; ε_k^c , t_k – деформация ползучести и время в точке перехода в третью стадию; ε_{k*}^c , t_{k*} – предельная деформация и время разрушения образца. Параметр m находится путем осреднения его величин, полученных при различных значениях $\sigma = \sigma_k$. Если $\alpha = 0$, то коэф-

фициент m в (4) может быть найден методом наименьших квадратов по экспериментальным точкам в нормированных координатах.

В [27] получение показателя α продемонстрировано на основе экспериментальных данных на растяжение и сжатие с использованием зависимости типа деформационного упрочнения ($\dot{\varepsilon}^c = \varepsilon^{-\alpha} f_c(\sigma, T)$). При нахождении α в (9) при-

нимается $\frac{d\omega}{dt} = \varphi_c(\sigma, T) / \omega^\alpha$. Интегрируя это уравнение от $\omega = 0$ до текущих значений ω и t , после последующего логарифмирования приходим к уравнению прямой

$$(\alpha + 1) \ln(\omega) = \ln[(\alpha + 1)\varphi(\sigma, T)] + \ln(1 - \tau).$$

Показатель α определяется по наклону этой прямой аналогично показателю m , после обработки и усреднения экспериментальных данных первых участков исходных кривых при $\sigma = \sigma_k = \text{const}$ или по данным нормированной кривой $\omega(\tilde{\tau})$ до точки перехода на установившуюся стадию – методом наименьших квадратов.

В качестве функций $f_c(\sigma, T)$ и $\varphi_c(\sigma, T)$ могут быть выбраны зависимости степенного или экспоненциального вида [2; 13]: $B\sigma^n$; $B_1 \exp(\beta\sigma)$; $B_3(\exp(\beta\sigma^2) - 1)$ и т. д. Если $f_c(\sigma, T) = B_\varepsilon \sigma^n$, то B_ε , n находятся по экспериментальным данным на установившейся стадии кривой $\varepsilon^c(t)$ при $\sigma = \text{const}$ (в этом случае в (12)–(14) $f_A(\sigma, T) = B_A \sigma^{n+1}$, $B_A = B_\varepsilon$). После логарифмирования соотношения $\dot{\varepsilon}^c = B_A \sigma^n$ получаем $\ln(\dot{\varepsilon}^c) = \ln(B_A) + n \ln \sigma$. Осредняя n , полученное при различных $\sigma = \sigma_k = \text{const}$, вычисляем значение коэффициентов n и B_A . Если $\varphi_c(\sigma, T) = B_\omega \sigma^g$, то из (11) следует: $t_* = 1 / ((m + 1)(\alpha + 1)B_\omega \sigma^g)$. Логарифмируя последнее выражение, получаем уравнение прямой $\ln(t_*) = -\ln((m + 1)(\alpha + 1)B_\omega) - g \ln(\sigma)$ для нахождения коэффициентов g , B_ω .

Функции $f_c(\sigma, T)$ и $\varphi_c(\sigma, T)$, взятые в степенном виде, позволяют описывать деформиро-

вание материалов с монотонной зависимостью предельной работы рассеяния A_* (деформации ε^c) от напряжения. Это показано в [25, 26] на примере сплавов АК4-1 при $T = 250^\circ\text{C}$ и 3В при $T = 20^\circ\text{C}$, которые удалось удовлетворительно описать степенными функциями в рамках подхода единой нормализованной кривой повреждаемости.

Анализ результатов испытаний на ползучесть показывает, что функция $\varepsilon^c(\sigma)$ для некоторых сплавов может быть немонотонна, а именно в некотором диапазоне напряжений иметь минимум (X18H10T, 850°C ; 15X1M1Ф, 565°C) или максимум (ОТ-4, 500°C ; В95очТ1, 165°C ; 1561, 165°C ; алюминиевый сплав 01570, 500°C) [22, 23, 28–31]. Энергетический вариант кинетических уравнений ползучести и повреждаемости в первоначальном варианте $A_* = \text{const}$ оказывается применим только в узком диапазоне температур и напряжений. Немонотонный вид функции $\varepsilon^c(\sigma)$ также усложняет описание процессов деформирования по моделям, учитывающих микроструктуру. Возможность математического описания таких материалов с использованием феноменологического подхода обсуждается в [2, 22, 28, 30].

Рассмотрим методику нахождения коэффициентов кинетических уравнений ползучести со скалярным параметром поврежденности для материалов с немонотонной функцией $\varepsilon^c(\sigma)$. В [28] была исследована сталь марки X18H10T (12X18H10T / steel 12Cr18Ni10Ti) при $T = 850^\circ\text{C}$. Испытания на одноосное растяжение были проведены на оборудовании Института механики МГУ. Описание типовой установки ИМех-5, используемой для проведения экспериментов на растяжение и кручение при ползучести, приведено в монографии А.М. Локощенко [32]. Эксперименты были проведены на трубчатых образцах внешним диаметром 12 мм, толщиной стенки 0,5 мм и рабочей длиной 70...100 мм при постоянной температуре 850°C . В испытаниях к образцу прикладывалась постоянная действующая нагрузка. Изменение поперечного сечения в процессе ползучести полагалось незначительным и поэтому считалось, что

при постоянной нагрузке напряжение в сечении вплоть до разрушения постоянно. Исходные кривые при $\sigma = 39,2; 49; 58,8; 78,4$ МПа опубликованы в работе [33]. Для каждого напряжения было выполнено от 2 до 8 испытаний. Осредненные результаты [28] показали, что при напряжении $\sigma \approx 60$ МПа зависимость $\varepsilon^c(\sigma)$ имеет минимум на диаграммах с кривыми ползучести $\varepsilon^c(t)$.

Для определения коэффициентов в уравнениях (12)–(14) аналогично [28] будем использовать функции $f_A(\sigma) = B_A \sigma \cdot \text{sh}(\sigma / c)$ и $\varphi_c(\sigma) = B_\omega \sigma^g$. Отметим, что авторы [28] для аппроксимации экспериментальных данных использовали зависимость типа (2) с разными показателями степени в знаменателях. Считаем, что упрочнение отсутствует, т. е. $\alpha = 0$. Из (11) следует, что деформация при разрушении есть

$$\varepsilon_*^c(\sigma) = \frac{B_A}{B_\omega} \frac{\text{sh}(\sigma / c)}{\sigma^g}. \quad (15)$$

Дважды дифференцируя $\varepsilon_*^c(\sigma)$, получаем

$$\frac{d^2 \varepsilon_*^c}{d\sigma^2} = \frac{B_A}{B_\omega \sigma^{g+1}} \times \left[\left(\frac{\sigma}{c^2} + \frac{g(g+1)}{\sigma} \right) \text{sh} \left(\frac{\sigma}{c} \right) - \frac{2g}{c} \text{ch} \left(\frac{\sigma}{c} \right) \right]. \quad (16)$$

Преобразуем выражение в квадратных скобках правой части (16). Для этого разложим гиперболические синус и косинус в ряд Тейлора и сгруппируем коэффициенты при одинаковых степенях, опуская множитель перед скобкой:

$$\begin{aligned} & 1 : g(g-1) / c ; \\ & \sigma^2 : \frac{1}{c^3} \left(1 + \frac{g(g+1)}{3!} - \frac{2g}{2!} \right) \\ & \sigma^4 : \frac{1}{c^5} \left(\frac{1}{3!} + \frac{g(g+1)}{5!} - \frac{2g}{4!} \right) \\ & \dots\dots\dots \\ & \sigma^{2k} : \frac{1}{c^{2k+1}} \left(\frac{1}{(2k-1)!} + \frac{g(g+1)}{(2k+1)!} - \frac{2g}{(2k)!} \right) \\ & (\in). \end{aligned}$$

Полученные коэффициенты при σ^{2k} можно обобщить в виде

$$a_{2k} = \frac{1}{c^{2k+1}(2k+1)!} \times \\ \times \left[(g-2k)^2 - g + 2k \right], \quad (17) \\ k = 0, 1, \dots, N.$$

Как правило, коэффициент $g > 2$. Коэффициенты a_{2k} всегда больше нуля, за исключением случая, когда параметр g оказывается в интервале $2k < g < 2k+1$. Другими словами, все a_{2k} положительны, за исключением одного. Однако вклад этого отрицательного слагаемого в общую сумму в необходимом диапазоне напряжений и значений параметра c мал по сравнению с остальными слагаемыми и можно считать, что $\frac{d^2 \varepsilon_*^c}{d\sigma^2} \geq 0$. Отметим, что если g оказывается в интервале $2k-1 < g < 2k$, то выражение в квадратных скобках (17) всегда больше нуля, и все слагаемые ряда положительны. Из условия $\frac{d\varepsilon_*^c}{d\sigma} = 0$ приходим к уравнению $\sigma \cdot \text{cth}(\sigma/c) = gc$, решая которое, находим минимум.

Логарифмируя выражение для скорости деформаций ползучести на установившейся стадии $\eta = B_A \text{sh}(\sigma/c)$, получаем уравнение прямой для нахождения параметров B_A и c : $\ln(\eta) \approx \sigma/c + \ln(B_A/2)$.

Из (8) (или (11) при $\alpha = 0$) следует:

$$t_* = 1 / \left((m+1) B_\omega \sigma^g \right). \quad (18)$$

После логарифмирования (18) уравнение прямой для нахождения g , B_ω перепишется в виде $\ln(t_*) = -\ln((m+1)B_\omega) - g \ln(\sigma)$.

Режимы деформирования при растяжении стержней

Рассмотрим процесс накопления повреждений для двух режимов деформирования при растяжении стержней из сплава с немонотонной зависимостью $\varepsilon_*^c(\sigma)$ на примере стали марки

12X18H10T. Упругими деформациями пренебрегаем. С учетом того что в (12) – (14) $f_A(\sigma) = B_A \sigma \cdot \text{sh}(\sigma/c)$ и $\varphi_c(\sigma) = B_\omega \sigma^g$, выражение для скорости деформаций ползучести запишется в виде

$$\frac{d\varepsilon^c}{dt} = \frac{B_A \text{sh}(\sigma/c)}{\omega^\alpha (1-\omega^{\alpha+1})^m}. \quad (19)$$

В случае режима 1 ($\sigma_i = \sigma_0 = \text{const}$) из (11) следует, что

$$\omega = \left(1 - \left(1 - (m+1)(\alpha+1) B_\omega \sigma_0^g t \right)^{1/(m+1)} \right)^{1/(1+\alpha)}$$

и

$$\varepsilon^c(t) = \frac{B_A}{B_\omega} \frac{\text{sh}(\sigma_0/c)}{\sigma_0^g} \omega(t). \quad (20)$$

В случае режима 2 ($\eta_0 = B_A \text{sh}(\sigma_0/c) = \text{const}$), из (12), (14) следует, что

$$\text{sh}(\sigma/c) = (1 - \omega^{\alpha+1})^m \omega^\alpha \eta_0 / B_A,$$

откуда

$$\sigma = c \ln \left(F_n + \sqrt{F_n^2 + 1} \right), \quad (21)$$

где

$$F_n(\omega) = (1 - \omega^{\alpha+1})^m \omega^\alpha \eta_0 / B_A = \\ = (1 - \omega^{\alpha+1})^m \omega^\alpha \text{sh}(\sigma_0/c).$$

Подставляя выражение для σ в (13), получаем уравнение для нахождения ω :

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{B_\omega}{\omega^\alpha (1 - \omega^{\alpha+1})^m} \times \\ \times \left(c \ln \left(F_n(\omega) + \sqrt{(F_n(\omega))^2 + 1} \right) \right)^g. \quad (22)$$

Для численного решения (21), (22) можно воспользоваться, например, методом Рунге–Кутты.

Число режимов деформирования может быть рассмотрено значительно больше. В [34] применительно к задачам формообразования полусферической оболочки из плоской заготовки исследуются режимы деформирования под действием

постоянного давления, линейно возрастающего давления или когда задан закон изменения прогиба во времени.

Результаты и обсуждение

Определение параметров стали марки 12X18H10T

Данные экспериментов для стали марки 12X18H10T показывают, что предельная деформация ε^c в диапазоне напряжений от 40 до 80 МПа сначала монотонно убывает с увеличением напряжения, а при $\sigma_0 \approx 60$ МПа начинает монотонно возрастать. На рис. 1, а точками 1–4 изображены экспериментальные зависимости $\varepsilon^c(t)$, соответствующие $\sigma = 39,2; 49; 58,8; 78,4$ МПа. На рис. 1, б эти данные перестроены в координатах

тах « $\ln(\eta) - \sigma$ » для нахождения констант второй стадии ползучести. Видно, что экспериментальные точки располагаются вблизи прямой линии $\ln(\eta) = a\sigma + b$. Коэффициенты a и b были найдены с использованием метода наименьших квадратов. Затем были определены $c = 1/a$ и $B_A = 2 \exp(b)$. В итоге получены значения $B_A = 2,183 \cdot 10^{-4} \text{ ч}^{-1}$ и $c = 18,6$ МПа; штриховые линии на рис. 1, а – это аппроксимация по зависимости $\eta = B_A \text{sh}(\sigma/c)$ с найденными значениями B_A и c . Коэффициент корреляции Пирсона (линейный коэффициент парной корреляции) составил $k_p = 0,987$.

На рис. 2, а экспериментальные данные перестроены в нормированных координатах « $\omega - \tilde{\tau}$ » ($\tilde{\tau} = t/t_*$, $\omega = \varepsilon/\varepsilon^c$, $0 \leq \tilde{\tau} \leq 1$). Сплошная

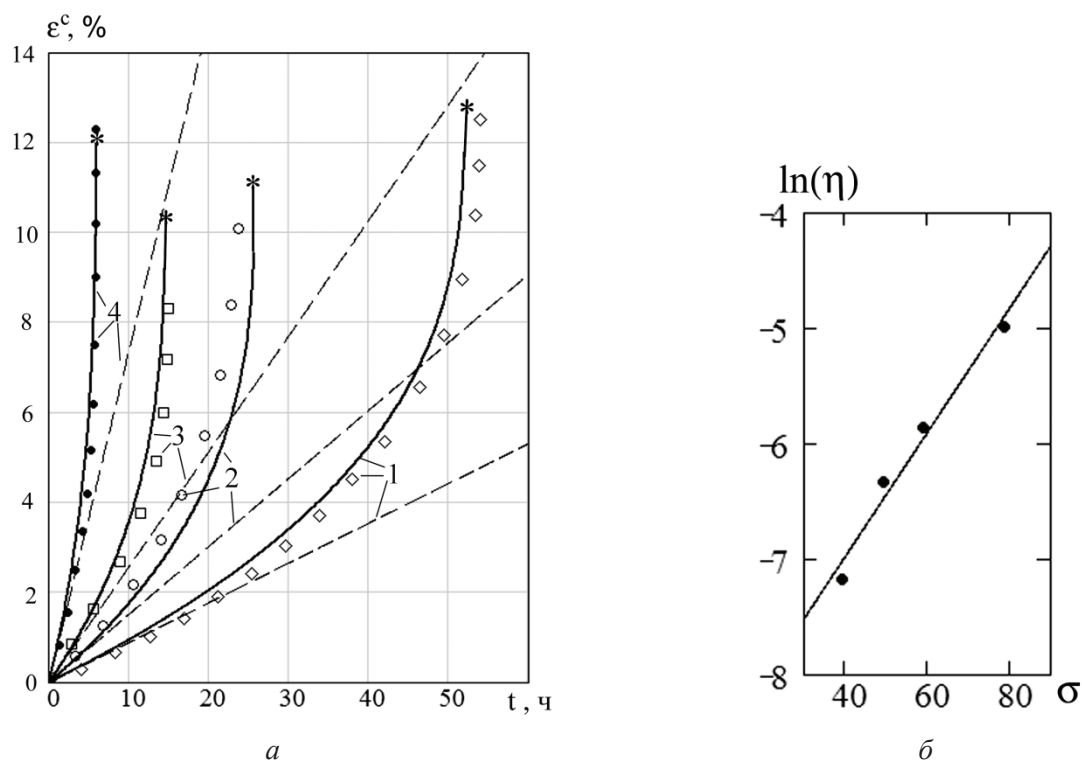


Рис. 1. Сталь 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti) при 850 °C: данные испытаний (точки) и аппроксимация (линии) 1–4, соответствующие $\sigma = 39,2; 49; 58,8; 78,4$ МПа; штриховые линии – аппроксимация установившейся стадии ползучести; сплошные линии – аппроксимация, учитывающая повреждаемость (а); данные эксперимента (точки) и аппроксимация (линия) в координатах « $\ln(\eta) - \sigma$ », соответствующие стадии установившейся ползучести (б)

Fig. 1. Experimental data (points) and approximation dependences (lines) 1–4 for steel 12Kh18N10T (steel 12Cr18Ni10Ti) at temperature $T = 850$ °C and $\sigma = 39,2; 49; 58,8; 78,4$ МПа. Dashed lines – approximation at steady-state creep; solid lines – approximation with considering the damage (a); experimental data (points) and approximation (line) in the coordinates « $\ln(\eta) - \sigma$ » corresponding to the steady-state creep (b)

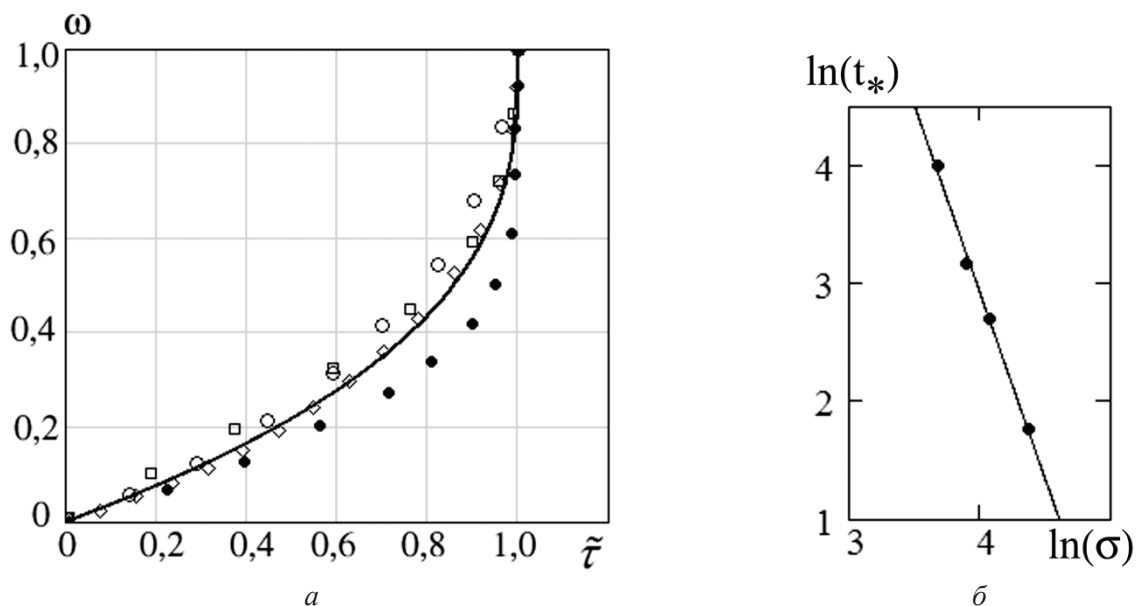


Рис. 2. Сталь марки 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti): данные экспериментов (точки) и их аппроксимация «единой кривой» (а); экспериментальные данные (точки) и аппроксимация (линия) в логарифмических координатах $\ln(t_*) - \ln(\sigma)$ (б)

Fig. 2. Normalized accumulation damage curve for steel 12Kh18N10T (steel 12Cr18Ni10Ti): experimental data (points) and its approximation (line) (a); experimental data (points) and approximation (line) in logarithmic coordinates $\ln(t_*) - \ln(\sigma)$ (b)

линия – это аппроксимация этих данных «единой кривой» (4) с использованием метода наименьших квадратов. Получено $m = 1,8$ с индексом корреляции нелинейной регрессии $k_r = 0,979$.

Прямая линия на рис. 2, б – аппроксимация экспериментальных данных стали 12X18H10T, полученная методом наименьших квадратов в координатах $\ln(t_*) - \ln(\sigma)$. Из (18) определены коэффициенты $g = 3,165$ и $B_\omega = 6,231 \cdot 10^{-8} \text{ МПа}^{-g} \cdot \text{ч}^{-1}$. Коэффициент корреляции Пирсона составил $k_p = 0,998$. Таким образом, все параметры для уравнений (12)–(14) найдены.

Сплошные линии 1–4, рис. 1, а, – аппроксимация экспериментов по уравнениям (12)–(14), где $f_c(\sigma) = B_A \sigma \cdot \text{sh}(\sigma / c)$ и $\varphi_c(\sigma) = B_\omega \sigma^g$ с учетом найденных коэффициентов. При $\sigma = 39,2$; 49; 58,8; 78,4 МПа расчетные значения предельной деформации согласно (15) составили $\varepsilon_*^c = 12,9$; 10,9; 10,4; 12,0 %.

Сравнительный анализ режимов деформирования

Рассмотрим одноосное растяжение стержня из стали 12X18H10T до заданного значения деформации ε_0^c для двух режимов деформирования.

Для режима 1 из (20) имеем

$$\omega(\sigma_0) = \omega_\sigma(\varepsilon_0^c, \sigma_0) = \frac{B_\omega}{B_A} \frac{\sigma_0^g}{\text{sh}(\sigma_0 / c)} \varepsilon_0^c. \quad (23)$$

Для режима 2, учитывая, что время $t = \frac{\varepsilon_0^c}{\eta_0} = \frac{\varepsilon_0^c}{B_A \text{sh}(\sigma_0 / c)}$, и решая (21), (22), находим численно

$$\omega(\sigma_0) = \omega_\eta(\varepsilon_0^c, \sigma_0). \quad (24)$$

Напряжениям $\sigma_0 = 39,2$; 49; 58,8; 78,4 МПа соответствует скорость ползучести на установившейся стадии $\eta_0 = 8,85 \cdot 10^{-4}$; $1,51 \cdot 10^{-3}$; $2,57 \cdot 10^{-3}$; $7,39 \cdot 10^{-3} \text{ ч}^{-1}$. Линии 1–4, рис. 3, а,

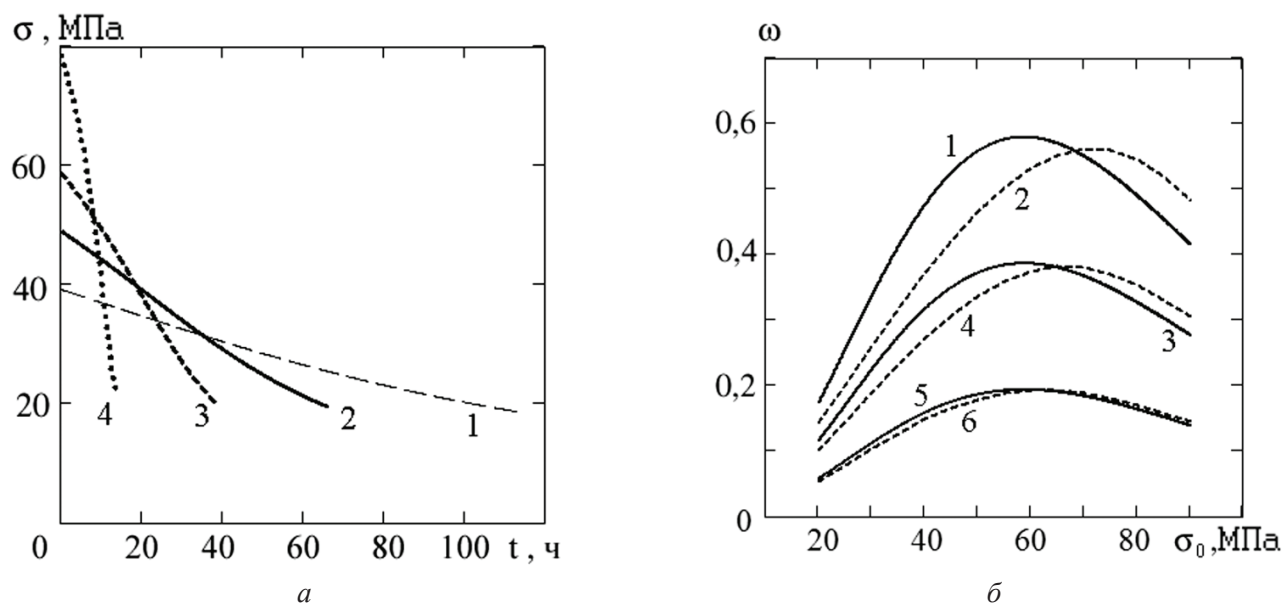


Рис. 3. Сталь 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti), 850 °C. Линии 1–4 – зависимости $\sigma(t)$ для кинематического режима деформирования $\eta_0 = B_A \text{sh}(\sigma_0 / c) = \text{const}$ при $\sigma_0 = 39.2; 49; 58.8; 78.4$ МПа (а); параметр повреждения $\omega(\sigma_0)$:

сплошные линии 1, 3 – режим деформирования при постоянном напряжении; штриховые линии 2, 4 – режим деформирования при постоянной скорости деформаций; линии 1, 2 – $\varepsilon_0 = 6\%$, линии 3, 4 – $\varepsilon_0 = 4\%$, линии 5, 6 – $\varepsilon_0 = 2\%$ (б)

Fig. 3. Steel 12Kh18N10T (steel 12Cr18Ni10Ti), 850 °C. Lines 1–4 dependences $\sigma(t)$ for the kinematic mode $\eta_0 = B_A \text{sh}(\sigma_0 / c) = \text{const}$ for $\sigma_0 = 39.2; 49; 58.8; 78.4$ MPa (a); dependences $\omega(\sigma_0)$:

solid lines 1, 3 – static deformation mode; dashed lines 2, 4 – kinematic deformation mode; lines 1, 2 correspond $\varepsilon_0 = 6\%$, lines 3, 4 – $\varepsilon_0 = 4\%$, lines 5, 6 – $\varepsilon_0 = 2\%$ (b)

зависимости $\sigma(t)$, полученные из решения системы (21), (22) для этих четырех кинематических режимов деформирования $\eta_0 = \text{const}$.

На рис. 1, а можно видеть, что стадия установившейся ползучести очень короткая, как следствие, у кривых, изображенных на рис. 3, а, отсутствует горизонтальный участок и сразу начинается ниспадение. До разрушения в режиме 2 фактически не удастся выполнить вычисления, что можно объяснить тем, что при малых значениях напряжений деформация разрушения начинает сильно возрастать. Так, например, согласно (15) при $\sigma_0 = 20$ МПа деформация $\varepsilon^c(\sigma_0) = 35\%$, а при $\sigma_0 = 15$ МПа предельная деформация составляет уже 60% . При таких низких значениях напряжений начинает наблюдаться выход на режим, близкий к релаксационному (рис. 3, а). Однако экспериментальные данные при таких напряжениях отсутствуют, поэтому можно считать, что модель адекватно описывает деформирование

в диапазоне напряжений $40 \text{ МПа} \leq \sigma \leq 80 \text{ МПа}$. Для более точного описания деформирования в более широком диапазоне напряжений возможно необходимо введение второго скалярного параметра или дополнительных коэффициентов.

Сплошные линии 1, 3, 5, указанные на рис. 3, б, – численный расчет $\omega(\sigma_0)$ по формуле (23); штриховые линии 2, 4, 6 – расчет $\omega(\sigma_0)$ по формуле (24); для линий 1, 2 деформация $\varepsilon_0^c = 6\%$, для линий 3, 4 – $\varepsilon_0^c = 4\%$, для линий 5, 6 – $\varepsilon_0^c = 2\%$. Из анализа графиков можно видеть, что при $\sigma_0 \approx 65$ МПа для обоих режимов накопление повреждений практически одно и то же; при $\sigma_0 < 65$ МПа предпочтительнее режим 2, так как $\omega_\eta < \omega_\sigma$, а при $\sigma > 65$ МПа лучшим оказывается режим 1 и $\omega_\sigma < \omega_\eta$.

Можно предположить, что для сплавов, имеющих максимум функции $\varepsilon^c(\sigma)$ на диаграммах с

кривыми ползучести $\varepsilon^c(t)$ [23; 29–31], режимы деформирования со скоростями, соответствующими напряжениям из интервала, при котором достигается этот максимум, дадут, наоборот, наименьшее накопление повреждений, при этом деформации будут максимальны. Фактически такие режимы можно отнести к режимам, близким к сверхпластичности.

Выводы

1. Показана возможность использования уравнений ползучести со скалярным параметром поврежденности в варианте Соснина – Горева для сплавов с немонотонной зависимостью деформации разрушения от напряжения на диаграммах с кривыми ползучести. Параметр поврежденности приравнен к нормированной деформации, а именно к отношению текущей деформации к деформации разрушения.

2. Для определения коэффициентов кинетических уравнений ползучести необходимо проверить геометрическое подобие экспериментальных кривых ползучести в нормированных величинах «приведенная деформация – приведенное время», т.е. наличие единой нормализованной кривой накопления повреждений. Определение коэффициентов по методике «единой кривой» продемонстрировано на примере экспериментальных данных для стали 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti) при 850 °C, имеющей минимум деформации разрушения на диаграммах с кривыми ползучести при постоянном напряжении.

3. Для стали марки 12X18H10T (steel 12Cr18Ni10Ti), имеющей минимум деформации разрушения на диаграммах ползучести, проведен расчет параметра поврежденности для двух способов одноосного деформирования: когда напряжение в сечении постоянно и когда постоянна скорость деформации, соответствующая этим напряжениям на установившейся стадии ползучести.

Анализ режимов деформирования для исследуемого материала показал, что накопление повреждений в обоих случаях практически одно и то же для напряжений, при которых этот минимум достигается. Если напряжения меньше значения минимума, то накопление поврежде-

ний меньше в кинематическом режиме деформирования; при напряжениях больше значения минимума, накопление повреждений меньше в статическом режиме. Полученные выводы о преимуществах способов деформирования нужно учитывать при выборе режимов формования конструкций из сплавов с немонотонной зависимостью предельной деформации от напряжения, а также при их оценке на длительную прочность в процессе эксплуатации.

Список литературы

1. Волегов П.С., Грибов Д.С., Трусков П.В. Поврежденность и разрушение: классические континуальные теории // Физическая мезомеханика. – 2015. – Т. 18, № 4. – С. 68–87.
2. Локощенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов. – М.: Физматлит, 2016. – 504 с. – ISBN 978-5-9221-1645-9.
3. Meng Q., Wang Z. Creep damage models and their applications for crack growth analysis in pipes: a review // Engineering Fracture Mechanics. – 2019. – Vol. 205. – P. 547–576. – DOI: 10.1016/j.engfracmech.2015.09.055.
4. Skrzypek J.J., Ganczarski A.W. Modeling of material damage and failure of structures: theory and applications. – Berlin: Springer, 1999. – 326 p. – ISBN 3-540-63725-7.
5. Качанов Л.М. Время разрушения в условиях ползучести // Проблемы механики сплошной среды. – М.: АН СССР, 1961. – С. 186–201.
6. Работнов Ю.Н. О механизме длительного разрушения // Вопросы прочности материалов и конструкций. – М.: Изд-во АН СССР, 1959. – С. 5–7.
7. Kowalewski Z.L., Hayhurst D.R., Dyson B.F. Mechanisms-based creep constitutive equations for an aluminium alloy // Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 1994. – Vol. 29, N 4. – P. 309–316. – DOI: 10.1243/03093247V294309.
8. Othman A.M., Hayhurst D.R., Dyson B.F. Skelletal point stresses in circumferentially notched tension bars undergoing tertiary creep modelled with physically based constitutive equations // Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences. – 1993. – Vol. 441, N 1912. – P. 343–358. – URL: <https://www.jstor.org/stable/52272> (accessed: 15.08.2021).
9. Naumenko K., Kostenko Y. Structural analysis of a power plant component using a stress-range-dependent creep-damage constitutive model // Materials Science and Engineering: A. – 2009. – Vol. 510–511. – P. 169–174. – DOI: 10.1016/j.msea.2008.04.096.

10. An anisotropic tertiary creep damage constitutive model for anisotropic materials / C.M. Stewart, A.P. Gordon, Y.W. Ma, R.W. Neu // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2011. – Vol. 88. – P. 356–364. – DOI: 10.1016/j.ijpvp.2011.06.010.
11. *Работнов Ю.Н.* Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
12. *Соснин О.В., Горев Б.В., Никитенко А.Ф.* Энергетический вариант теории ползучести. – Новосибирск: Ин-т гидродинамики им. М.А. Лаврентьева, 1986. – 96 с.
13. *Горев Б.В., Клопотов И.Д.* К описанию процесса ползучести и длительной прочности по уравнениям с одним скалярным параметром повреждаемости // Прикладная механика и техническая физика. – 1994. – Т. 35, № 5. – С. 92–102.
14. *Бормотин К.С., Олейников А.И.* Вариационные принципы и оптимальные решения обратных задач изгиба пластин при ползучести // Прикладная механика и техническая физика. – 2012. – Т. 53, № 5 (315). – С. 136–146.
15. *Бормотин К.С., Вин А.* Метод динамического программирования в задачах оптимального деформирования панели в режиме ползучести // Вычислительные методы и программирование. – 2018. – Т. 19, № 4. – С. 470–478. – DOI: 10.26089/NumMet.v19r442.
16. *Цвелодуб И.Ю.* Постулат устойчивости и его приложения в теории ползучести металлических материалов. – Новосибирск: Ин-т гидродинамики им. М.А. Лаврентьева, 1991. – 202 с.
17. *Банищикова И.А.* Выбор режимов формования и оценка эксплуатационного ресурса с использованием кинетических уравнений со скалярным параметром поврежденности // Прикладная механика и техническая физика. – 2019. – Т. 60, № 6. – С. 139–148.
18. Описание процесса ползучести и разрушения современных конструкционных материалов с использованием кинетических уравнений в энергетической форме / Б.В. Горев, И.В. Любашевская, В.А. Панамарев, С.В. Иявойнен // Прикладная механика и техническая физика. – 2014. – Т. 55, № 6. – С. 132–144.
19. *Локощенко А.М.* Длительная прочность металлов при сложном напряженном состоянии (обзор) // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. – 2012. – № 3. – С. 116–136.
20. Multiaxial creep damage and lifetime evaluation under biaxial and triaxial stresses for type 304 stainless steel // Engineering Fracture Mechanics. – 2017. – Vol. 174. – P. 30–43. – DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.01.001.
21. *Goyal S., Laha K.* Creep life prediction of 9Cr–1Mo steel under multiaxial state of stress // Materials Science and Engineering: A. – 2014. – Vol. 615. – P. 348–360. – DOI: 10.1016/j.msea.2014.07.096.
22. *Горев Б.В., Клопотов И.Д., Захарова Т.Э.* К описанию процесса ползучести и разрушения материалов с немонотонным изменением деформационно-прочностных свойств // Физическая мезомеханика. – 2002. – Т. 5, № 2. – С. 17–22.
23. *Соснин О.В., Никитенко А.Ф., Горев Б.В.* К обоснованию энергетического варианта теории ползучести и длительной прочности металлов // Прикладная механика и техническая физика. – 2010. – Т. 51, № 4. – С. 188–197.
24. *Gorev B.V., Klopotov I.D., Lyubashevskaya I.V.* Creep and damage behavior of AK41T and VT9 alloy under different stress states // Theoretical and Applied Fracture Mechanic. – 1998. – Vol. 29, iss. 1. – P. 1–10. – DOI: 10.1016/S0167-8442(98)00010-X.
25. *Горев Б.В., Банищикова И.А.* К описанию ниспадающего участка кривой деформирования «напряжение – деформация» по кинетическим уравнениям со скалярным параметром поврежденности // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия: Физико-математические науки. – 2008. – № 2 (17). – С. 110–117. – DOI: 10.14498/vsgtu621.
26. *Горев Б.В., Банищикова И.А.* К описанию процесса ползучести и разрушения упрочняющихся материалов по кинетическим уравнениям со скалярным параметром поврежденности // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия: Физико-математические науки. – 2009. – № 2 (19). – С. 90–98. – DOI: 10.14498/vsgtu732.
27. *Банищикова И.А., Муравьев А.Е., Цвелодуб И.Ю.* Расчет пластин из упрочняющегося материала, разносопротивляющегося растяжению и сжатию при ползучести // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2014. – № 4 (65). – С. 68–77.
28. *Локощенко А.М., Шестериков С.А.* Модель длительной прочности с немонотонной зависимостью деформации при разрушении от напряжения // Прикладная механика и техническая физика. – 1982. – Т. 23, № 1. – С. 160–163.
29. *Banshchikova I.A., Gorev B.V., Legan M.A.* Laws of the creep of metallic materials at high temperatures // Journal of Physics. Conference Series. – 2016. – Vol. 754. – P. 082001. – DOI: 10.1088/1742-6596/754/8/082001.
30. *Веклич Н.А., Локощенко А.М., Веклич П.Н.* Моделирование ресурса деформационной способно-

сти материала // Прикладная механика и техническая физика. – 2007. – Т. 48, № 5. – С. 183–188.

31. Ковпак В.И. Прогнозирование длительной работоспособности металлических материалов в условиях ползучести / Институт проблем прочности АН УССР. – Препринт. – Киев: ИПП, 1990. – 37 с.

32. Локощенко А.М. Моделирование процесса ползучести и длительной прочности металлов. – М.: Моск. гос. индустр. ун-т, 2007. – 263 с. – ISBN 978-5-2760-1218-6.

33. Локощенко А.М., Шестериков С.А. Методика описания ползучести и длительной прочности при чистом растяжении // Прикладная механика и техническая физика. – 1980. – Т. 21, № 3. – С. 155–159.

34. Bانشchikova I.A., Iyavoynen S.V., Larichkin A.Yu. On rational modes of forming an axisymmetric steel shell under creep // Journal of Physics. Conference Series. – 2019. – Vol. 1268. – P. 012009. – DOI: 10.1088/1742-6596/1268/1/012009.

Конфликт интересов

Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

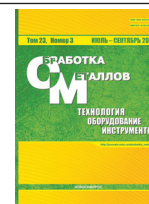
© 2021 Автор. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Kinetic equations of creep and damage for description of materials with non-monotonic dependence of fracture strain on stress

Inna Banshchikova *

Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of the Siberian Branch of the RAS, 15 Ac. Lavrentieva ave., Novosibirsk, 630090, Russian Federation

<https://orcid.org/0000-0002-4045-7975>, binna@ngs.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 16 June 2021

Revised: 05 July 2021

Accepted: 30 July 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Creep

Kinetic equations

Non-monotonic dependence

Fracture strain

Normalized accumulation damage curve

Tension of rod

Rational deformation modes

Acknowledgements

Research were partially conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials"

ABSTRACT

Introduction. Reducing the level of damage accumulation during pressure treatment of materials at elevated temperatures in creep and close to superplasticity modes in the manufacture of parts can significantly increase its service life in the cold state. Finding temperature and power conditions leading to a reduction in damage of material during the production process and operation is an important task. The purposes of the work: 1) to show the possibility of using the Sosnin-Gorev creep and damage model for alloys with a non-monotonic dependence of strain at fracture on diagrams with creep curves; 2) to carry out comparative analysis of damage accumulation under conditions of uniaxial tension at constant stress and at constant strain rates for alloy with such a dependence. **Research methods.** Used scalar damage parameter is equated to the normalized deformation, i.e. to the ratio of the current strain to the fracture strain. To find the coefficients of relations creep and damage, the similarity of the creep curves in the normalized values "normalized strain – normalized time", i.e. the presence of single normalized curve of damage accumulation is checked. The least squares method is used to approximate the experimental data. Numerical integration methods are used for comparative analysis of deformation modes. **Results and discussion.** Determination of the parameters of the creep and damage equations by the method of a single normalized curve is carried out on the example of experimental data for steel 12Kh18N10T (12Cr18Ni10Ti) at 850 °C, which has a minimum of fracture strain in diagrams with creep curves. Analysis of the static and kinematic modes of deformation for studied material showed that damage accumulation in both cases is practically the same for stresses close to the stress at which this minimum is reached. If the stresses are lower, then the lower level of damage accumulation will be in the kinematic mode; if the stresses above the minimum value, then the static mode will lead to a lower level of damage accumulation. **Application.** The obtained results can be useful when choosing rational modes of forming structural elements from alloys with a non-monotonic dependence of the fracture strain on stress, as well as in evaluating it for long-term strength during operation.

For citation: Banshchikova I.A. Kinetic equations of creep and damage for description of materials with non-monotonic dependence of fracture strain on stress. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 139–154. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-139-154. (In Russian).

References

1. Volegov P.S., Gribov D.S., Trusov P.V. Damage and fracture: classical continuum theories. *Physical Mesomechanics*, 2017, vol. 20, pp. 157–173. DOI: 10.1134/S1029959917020060. Translated from *Fizicheskaya Mezomekhanika*, 2015, vol. 18, no. 4, pp. 68–87.
2. Lokoshchenko A.M. *Polzuchest' i dlitel'naya prochnost' metallov* [Creep and long-term strength of metals]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2016. 504 p. ISBN 978-5-9221-1645-9.
3. Meng Q., Wang Z. Creep damage models and their applications for crack growth analysis in pipes: A review. *Engineering Fracture Mechanics*, 2019, vol. 205, pp. 547–576. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2015.09.055.
4. Skrzypek J.J., Ganczarski A.W. *Modeling of material damage and failure of structures: theory and applications*. Berlin, Springer, 1999. 326 p. ISBN 3-540-63725-7.

* Corresponding author

Banshchikova Inna A., D.Sc. (Physics and Mathematics), Senior researcher
 Lavrentyev Institute of Hydrodynamics of Siberian Branch of RAS,
 15, Ac. Lavrentieva ave.,
 630090, Novosibirsk, Russian Federation
 Tel.: 8 (383) 333-27-50, e-mail: binna@ngs.ru

5. Kachanov L.M. Vremya razrusheniya v usloviyakh polzuchesti [Time of destruction under creep conditions]. *Problemy mekhaniki sploshnoi sredy* [Problems of Continuum Mechanics]. Moscow, 1961, pp. 186–201.
6. Rabotnov Yu.N. O mekhanizme dlitel'nogo razrusheniya [On the mechanism of long-term destruction]. *Voprosy prochnosti materialov i konstruksii* [Questions of strength of materials and structures]. Moscow, AN SSSR Publ., 1959, pp. 5–7.
7. Kowalewski Z.L., Hayhurst D.R., Dyson B.F. Mechanisms-based creep constitutive equations for an aluminium alloy. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 1994, vol. 29, no. 4, pp. 309–316. DOI: 10.1243/03093247V294309.
8. Othman A.M., Hayhurst D.R., Dyson B.F. Skeletal point stresses in circumferentially notched tension bars undergoing tertiary creep modelled with physically based constitutive equations. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 1993, vol. 441, no. 1912, pp. 343–358. Available at: <https://www.jstor.org/stable/52272> (accessed 15.08.2021).
9. Naumenko K., Kostenko Y. Structural analysis of a power plant component using a stress-range-dependent creep-damage constitutive model. *Materials Science and Engineering: A*. 2009, vol. 510–511, pp. 169–174. DOI: 10.1016/j.msea.2008.04.096.
10. Stewart C.M., Gordon A.P., Ma Y.W., Neu R.W. An anisotropic tertiary creep damage constitutive model for anisotropic materials. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2011, vol. 88, pp. 356–364. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2011.06.010.
11. Rabotnov Yu.N. *Polzuchest' elementov konstruksii* [Creep problems in structure members]. Moscow, Nauka Publ., 1966. 752 p.).
12. Sosnin O.V., Gorev B.V., Nikitenko A.F. *Energeticheskii variant teorii polzuchesti* [Energy version of creep theory]. Novosibirsk, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics, 1986. 96 p.
13. Gorev B.V., Klopotov I.D. Description of the creep process and long strength by equations with one scalar damage parameter. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 1994, vol. 35, iss. 5, pp. 726–734. DOI: 10.1007/BF02369552. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 1994, vol. 35, iss. 5, pp. 92–102.
14. Bormotin K.S., Oleinikov A.I. Variational principles and optimal solutions of the inverse problems of creep bending of plates. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2012, vol. 53, iss. 5, pp. 751–760. DOI: 10.1134/S0021894412050148. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2012, vol. 53, iss. 5, pp. 136–146.
15. Bormotin K.S., Vin A. Metod dinamicheskogo programmirovaniya v zadachakh optimal'nogo deformirovaniya paneli v rezhime polzuchesti [A method of dynamic programming in the problems of optimal panel deformation in the creep mode]. *Vychislitel'nye metody i programmirovaniye = Numerical Methods and Programming*, 2018, vol. 19, iss. 4, pp. 470–478. DOI: 10.26089/NumMet.v19r442.
16. Tselodub I.Yu. *Postulat ustoychivosti i ego prilozheniya v teorii polzuchesti metallicheskich materialov* [The stability postulate and its applications in creep theory of metallic materials]. Novosibirsk, Lavrentyev Institute of Hydrodynamics, 1991. 202 p.
17. Banshchikova I.A. On the choice of forming modes and estimation of residual service life using kinetic equations with a scalar damage parameter. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2019, vol. 60, iss. 6, pp. 1096–1103. DOI: 10.1134/S0021894419060154. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2019, vol. 60, no. 6, pp. 139–148.
18. Gorev B.V., Lyubashevskaya I.V., Panamarev V.A., Iyavoyenen S.V. Description of creep and fracture process of modern construction materials using kinetic equations in energy form. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2014, vol. 55, iss. 6, pp. 1020–1030. DOI: 10.1134/S0021894414060145. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2014, vol. 55, no. 6, pp. 132–144.
19. Lokoshchenko A.M. Long-term strength of metals in complex stress state (a survey). *Mechanics of Solids*, 2012, no. 47, pp. 357–372. DOI: 10.3103/S0025654412030090. Translated from *Izvestiya Akademii nauk. Mekhanika tverdogo tela*, 2012, no. 3, pp. 116–136.
20. Kobayashi H., Ohki R., Itoh T., Sakane M. Multiaxial creep damage and lifetime evaluation under biaxial and triaxial stresses for type 304 stainless steel. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, vol. 174, pp. 30–43. DOI: 10.1016/j.engfractmech.2017.01.001
21. Goyal S., Laha K. Creep life prediction of 9Cr–1Mo steel under multiaxial state of stress. *Materials Science and Engineering: A*. 2014, vol. 615, pp. 348–360. DOI: 10.1016/j.msea.2014.07.096.
22. Gorev B.V., Klopotov I.D., Zakharova T.E. K opisaniyu protsessa polzuchesti i razrusheniya materialov s nemonotonnym izmeneniyem deformatsionno-prochnostnykh svoystv [On description of creep and fracture of the

materials with non-monotonic variation of deformation-strength properties]. *Fizicheskaya mezomekhanika = Physical Mesomechanics*, 2002, vol. 5, no. 2, pp. 17–22. (In Russian).

23. Sosnin O.V., Nikitenko A.F., Gorev B.V. Justification of the energy variant of the theory of creep and long-term strength of metals. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2010, vol. 51, iss. 4, pp. 608–614. DOI: 10.1007/s10808-010-0078-y. Translated *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2010, vol. 51, no. 4, pp. 188–197.

24. Gorev B.V., Klopotov I.D., Lyubashevskaya I.V. Creep and damage behavior of AK41T and VT9 alloy under different stress states. *Theoretical and Applied Fracture Mechanic*, 1998, vol. 29, iss. 1, pp. 1–10. DOI: 10.1016/S0167-8442(98)00010-X.

25. Gorev B.V., Banshchikova I.A. K opisaniyu nispadayushchego uchastka krivoi deformirovaniya “napryazhenie – deformatsiya” po kineticheskim uravneniyam so skalyarnym parametrom povrezhdennosti [To the description of softening stage of “stress - strain” diagram with scalar damage parameter kinetic equations]. *Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya: Fiziko-matematicheskie nauki = Journal of Samara State Technical University, Ser. Physical and Mathematical Sciences*, 2008, no. 2 (17), pp. 110–117. DOI: 10.14498/vs-gtu621.

26. Gorev B.V., Banshchikova I.A. K opisaniyu protsessa polzuchesti i razrusheniya uprochnyayushchikhsya materialov po kineticheskim uravneniyam so skalyarnym parametrom povrezhdennosti [To description of creep process and fracture of hardening materials according to kinetic equations with scalar damage parameter]. *Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya: Fiziko-matematicheskie nauki = Journal of Samara State Technical University, Ser. Physical and Mathematical Sciences*, 2009, no. 2 (19), pp. 90–98. DOI: 10.14498/vsgtu732.

27. Banshchikova I.A., Muraveva A.E., Tselodub I.Yu. Raschet plastin iz uprochnyayushchegosya materiala, raznosoprotivlyayushchegosya rastyazheniyu i szhatiyu pri polzuchesti [Calculation of plates made of strain-hardening material with different resistance to tension and compression under creep]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2014, no. 4 (65), pp. 68–77.

28. Lokoshchenko A.M., Shesterikov S.A. Creep strength model with nonmonotonic dependence of the strain during rupture on the stress. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 1982, vol. 23, iss. 1, pp. 151–153. DOI: 10.1007/BF00911995. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 1982, vol. 23, no. 1, pp. 160–163.

29. Banshchikova I.A., Gorev B.V., Legan M.A. Laws of the creep of metallic materials at high temperatures. *Journal of Physics. Conference Series*, 2016, vol. 754, p. 082001. DOI: 10.1088/1742-6596/754/8/082001.

30. Veklich N.A., Lokoshchenko A.M., Veklich P.N. Modeling the deformability of a material. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2007, vol. 48, iss. 5, pp. 774–778. DOI: 10.1007/s10808-007-0100-1. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 2007, vol. 48, no. 5, pp. 183–188.

31. Kovpak V.I. *Prognozirovanie dlitel'noi rabotosposobnosti metallicheskih materialov v usloviyakh polzuchesti* [Prediction of long-duration servicability of metals under the conditions of creep]. Institute for Problems of Strength National Academy of Sciences of Ukraine. Preprint. Kiev, IPP Publ., 1990. 37 p.

32. Lokoshchenko A.M. *Modelirovanie protsessa polzuchesti i dlitel'noi prochnosti metallov* [Modeling of creep process and long-term strength of metals]. Moscow, Moscow State Industrial University Publ., 2007. 263 p. ISBN 978-5-2760-1218-6.

33. Lokoshchenko A.M., Shesterikov S.A. Method for description of creep and long-term strength with pure elongation. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 1980, vol. 21, iss. 3, pp. 414–417. DOI: 10.1007/BF00920784. Translated from *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika*, 1980, vol. 21, no. 3, pp. 155–159.

34. Banshchikova I.A., Iyavoynen S.V., Larichkin A.Yu. On rational modes of forming an axisymmetric steel shell under creep. *Journal of Physics. Conference Series*, 2019, vol. 1268, p. 012009. DOI: 10.1088/1742-6596/1268/1/012009.

Conflicts of Interest

The author declare no conflict of interest.

© 2021 The Author. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Переработка висмутистых окислов

Алексей Королев^{1, a*}, Сергей Сергейченко^{1, b}, Константин Тимофеев^{2, c},
 Геннадий Мальцев^{1, d, *}, Роман Воинков^{1, e}

¹ Акционерное общество «Уралэлектромедь», пр. Успенский, 1, г. Верхняя Пышма, 624091, Россия

² Технический университет «УГМК-Холдинг», пр. Успенский, 3, г. Верхняя Пышма, 624091, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-0338-9774>,  A.Korolev@elem.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-3786-7957>,  sesv@elem.ru,

^c  <https://orcid.org/0000-0002-9525-6476>,  K.Timofeev@elem.ru, ^d  <https://orcid.org/0000-0002-0750-0070>,  mgi@elem.ru,

^e  <https://orcid.org/0000-0001-6697-1596>,  R.Voinkov@elem.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 669.763:661.887

История статьи:

Поступила: 17 июня 2021

Рецензирование: 28 июня 2021

Принята к печати: 17 августа 2021

Доступно онлайн: 15 сентября 2021

Ключевые слова:

Висмутистые окислы

Дроссы

Висмутистый свинец

Шихта

Халькоген

Висмут черновой

Восстановительная плавка

АННОТАЦИЯ

Введение. Статья посвящена вопросу создания экологически безопасной, технологически эффективной и экономически выгодной высокопроизводительной комплексной схемы по переработке свинецсодержащих промпродуктов и отходов, в частности висмутистых окислов и дроссов, образующихся при плавке медеэлектролитного шлама, с получением товарных моноэлементных продуктов. Для решения задачи используется комбинированная технология, основу которой составляют гидрометаллургические операции, позволяющие разделять близкие по свойствам химические элементы с высоким извлечением их в готовую продукцию. Целью работы являлось исследование и разработка принципиальных подходов и рациональных комплексных технологий переработки висмутистых дроссов и окислов – промпродуктов рафинирования свинца чернового, с использованием восстановительных плавок сырья и обогащенного висмутом шлама, электролизом висмутистого свинца с получением висмута чернового, содержащего $\geq 90\%$ Bi при его прямом извлечении $\geq 70\%$. **Методы.** Проплавление при температуре 1100...1150 °C шихты оптимального состава, содержащей висмутистые окислы, карбонат натрия, диоксид кремния и углерод. Новизной выполненных исследований является снижение содержания благородных металлов и сопутствующих им халькогенов во вторичном медьсодержащем сырье при увеличении количества элементов-примесей. **Результаты и обсуждение.** Совместная плавка (1100...1150 °C) висмутистых окислов, карбоната натрия, диоксида кремния и углерода, взятых в массовом соотношении 100 : (15...66) : (11...25) : (5...7), позволяет перевести 89,0...93,6 % висмута и 99,5...99,7 % свинца из исходных окислов в висмутистый свинец, содержащий ~7 % Bi и ~80 % Pb. Основной фазой Pb-Bi сплава является элементный свинец. Повышенный расход флюсов ведет к росту количества бедных по целевым металлам оборотных силикатных шлаков, в которые переходит, %: 1,4 Bi; 2 Pb; 47 Zn; 23 Sb; 33 Sn. Основные фазы шлака: $\text{Na}_2\text{CaSiO}_4$, $\text{Na}_4\text{Mg}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}$, MgO, Pb, ZnS, PbS. Практическая значимость определяется оптимальным режимом восстановительной плавки висмутистых окислов (100 %) с получением висмутистого свинца, %: 66 Na_2CO_3 , 25 SiO_2 , 5 C; температура процесса – 1150 °C. Наличие примесей обуславливает необходимость введения в технологическую схему переработки висмутистых окислов операций реагентной обработки висмутистого свинца. Обезмеживание и щелочное смягчение позволяют получить Pb-Bi-сплав, пригодный для переработки пирозелектрометаллургическим способом.

Для цитирования: Переработка висмутистых окислов / А.А. Королев, С.В. Сергейченко, К.Л. Тимофеев, Г.И. Мальцев, Р.С. Воинков // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2021. – Т. 23, № 3. – С. 155–165. – DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-155-165.

Введение

Сокращение количества кондиционного сырья для цветной металлургии стимулирует разработку экономически обоснованных технологий по извлечению цветных и редких металлов

*Адрес для переписки

Мальцев Геннадий Иванович, д.т.н., с.н.с.

Акционерное общество «Уралэлектромедь»,

пр. Успенский, 1,

624091, г. Верхняя Пышма, Россия

Тел.: 8 (922) 144-60-65, e-mail: mgi@elem.ru

из промежуточных продуктов и производственных отходов с получением товарных продуктов [1–5]. Одной из стадий пирометаллургического рафинирования свинца чернового в филиале ПСЦМ АО «Уралэлектромедь» является очистка от висмута по способу Кролля–Беттертона путем введения в расплав кальция и магния [6–8]. Образующиеся висмутистые дроссы состава, %: 3...5 Bi, 80...85 Pb, перерабатывают плавлением при температуре 500...600 °C с добавлением

NaNO_3 и NaOH . В результате получают щелочной сплав – висмутистые окислы, состава, %: 1...5 Bi; 60...70 Pb, направляемые в цикл рафинирования свинца, и Pb-Bi-сплав (1...12 % Bi) марок ССВ-1, ССВ-3, ССВ-6, ССВ-9, ССВ-12, отгружаемый потребителю. Оборачивание висмутистых окислов приводит к накоплению ценных металлов в технологическом цикле, а Pb-Bi-сплав ограниченно востребован, что требует расширения номенклатуры товарной продукции, включая повышение степени ее готовности и создание дополнительной добавленной стоимости.

Производство висмута чернового при переработке висмутистых дроссов и окислов возможно с применением пиро- [9–11], гидро- [12–14], пироэлектро- [15–17] и гидроэлектрометаллургического [18–20] способов. Перспективными для модернизации в филиале ПСЦМ следует считать электрометаллургические технологии, реализуемые через две основные производственные схемы.

Первый вариант реализации гидроэлектрометаллургического способа включает: восстановительную плавку окислов с добавлением карбоната натрия, кварца и коксика с получением шлака, перерабатываемого в медеплавильном производстве, пыли, возвращаемой на плавку, и висмутистого свинца, отливаемого в аноды с последующим электролизом в кремнефтористом растворе с получением обратного катодного свинца и анодного шлака, подвергаемого промывке и сушке; плавку шлака в смеси с углем и содой с получением обратного шлака и слитков товарного висмута чернового; плавку обратного шлака в смеси с углем и содой с получением утилизируемого отвального шлака и слитков товарного висмута чернового [21].

Второй вариант реализации пироэлектрометаллургического способа включает: восстановительную плавку окислов с получением шлака, пыли и слитков висмутистого свинца; электролиз последнего в расплаве хлоридов с получением катодного свинца и слитков обогащенного висмутистого свинца; вторичную электролитическую переработку слитков в расплаве хлоридов с получением катодного свинца и слитков товарного висмута чернового [22].

Висмут из его кислородных соединений получают восстановительной плавкой в расплаве едкого натра в присутствии элементной серы,

при этом плавку ведут в присутствии угля при соотношении висмут : щелочь : уголь : сера, равном 1 : (0,8...1,8) : (0,04...0,16) : (0,02...0,08) [23]. Низкотемпературная восстановительная плавка включает смешивание висмутсодержащего материала и крахмала, плавление с получением висмута чернового. Крахмал, как восстановитель, позволяет понизить температуру восстановления до 800...850 °С и повысить прямое извлечение висмута до ~95 % [24]. Оба последних способа представляют интерес применительно к переработке окисленных дроссов.

Целью работы являлось исследование и разработка принципиальных подходов и рациональных комплексных технологий переработки висмутистых дроссов и окислов – промпродуктов рафинирования свинца чернового с использованием восстановительных плавов сырья и обогащенного висмутом шлака, электролизом висмутистого свинца с получением висмута чернового, содержащего ≥ 90 % Bi при его прямом извлечении ≥ 70 %.

Задачи исследований: оценка вещественного состава исходных окислов и полученных продуктов; экспериментальное моделирование базового передела схемы – плавки окислов с добавлением карбоната натрия, диоксида кремния и углеродистого восстановителя; обоснование основных переделов предложенной технологической схемы.

Методика исследований

Для получения висмутистого свинца при температуре 1100...1150 °С проплавляют шихту, содержащую висмутистые окислы, карбонат натрия, диоксид кремния и углерод (табл. 1). Компоненты шихты перемешивали и помещали в алундовый тигель; который устанавливали в электропечь сопротивления с углеграфитовым нагревателем, накрывали сверху графитовым тиглем и разогревали печь до заданной температуры.

После расплавления шихты проводили изотермическую выдержку в течение 20 мин; тигель с расплавом вынимали из печи, снова накрывали графитовым тиглем и охлаждали на воздухе; осуществляли весовой и химический анализ продуктов плавки.

Предполагалось, что переплав окислов приводит к расслаиванию расплава на металлическую и оксидную фазы, однако желаемого результата достигнуто не было (опыт 1, табл. 1). Не наблюдалось расслаивания и при добавлении в шихту плавки углеродистого восстановителя (опыт 2, табл. 1), который использовали с некоторым избытком от стехиометрически необходимого для восстановления свинца и висмута из оксидов, из-за наличия в оксидах значительных количеств тугоплавких соединений ($Zn_xPb_{1-x}O$, $CaPbO_{3-x}$ и др.). Поэтому дальнейшие плавки вели с добавлением в шихту флюсов для оплавления тугоплавких оксидов: расход Na_2CO_3 вычисляли из расчета достижения в шихте отношения суммарной массы свинца и висмута к массе $NaOH$ от 1 до 10, а SiO_2 – из условия получения шлака, содержащего 38...50 % SiO_2 (опыты 3, 4, табл. 1).

Пробы перерабатываемых висмутистых окислов, образующихся в цикле рафинирования свинца черного в филиале ПСЦМ АО «Урал-электрометалл», и продукты плавления исходной шихты (Pb-Bi-сплав; шлак; пыль) исследовали различными физико-химическими методами. Гранулометрический состав определяли методом ситового анализа с использованием стандартного набора сит; насыпную плотность – взвешиванием в сосуде известного объема; истинную плотность – с помощью мерной колбы; влажность – высушиванием. Для изучения элементного состава навески окислов измельчали в лабораторном истирателе до крупности менее 0,1 мм. Химический состав анализируемых материалов определен методами атомно-эмиссионной спектроскопии с индуктивно связанной плазмой (Optima 4300 DV) и рентгенофлуоресцентной спектроскопии (S4 Explorer). Фазо-

вый состав оценен методом рентгенофазового анализа на автоматизированном дифрактометре ДРОН-2 в $Cu\ K\alpha$ -излучении, последующая идентификация фаз проведена с привлечением базы данных ICDD 2013. Для определения элементного состава фаз использован растровый электронный микроскоп JSM-5900LV со встроенным энергодисперсионным рентгеновским спектрометром OXFORD INCA Energy 200.

Результаты и их обсуждение

Полученные результаты (табл. 2) подтверждают, что добавление в шихту флюсов и восстановителя ведет к выделению трех фаз: металлической, аккумулирующей висмут и свинец; шлаковой, в которую переходит основное количество оксидов; и пылегазовой, концентрирующей элементы и соединения с высокой упругостью паров. В опытах 3, 4 (табл. 2) из исходных окислов извлекается, %: 89,0...93,6 Bi; 99,5...99,7 Pb; 0,2...0,4 Zn; ~30 Sb; 7,2 Sn с переходом в висмутистый свинец состава, %: 7,06...7,32 Bi; 80,6...81,6 Pb.

По данным рентгенофазового анализа, основными фазами Pb-Bi-сплава (опыты 3, 4) являются элементный свинец и галенит PbS (рис. 1).

Повышение расхода флюсов (опыт 4, табл. 1, 2) ведет к росту массы выделяемых шлаков с 44,8 до 93,1 % от количества окислов. Получены силикатные шлаки бедные по целевым металлам, %: 0,06...0,08 Bi; 1,23...1,81 Pb; 3,3...6,7 Zn; 0,6...1,2 Sb; 0,7...1,6 As; 0,5...1,2 Sn; 17,9...21,6 SiO_2 ; 22,5...36,7 Na_2O ; 3,9...7,4 MgO ; 2,5...6,3 CaO , в которые переходит, %: 0,5...1,4 Bi; 1,5...2,0 Pb; ~47 Zn; 23 Sb; 34,1...39,9 As; 27,8...34,4 Sn. Фазовый состав шлаков (опыты 3, 4) представлен на рис. 2.

Таблица 1

Table 1

Состав шихты для получения висмутистого свинца
Composition of the charge for the production of bismuth lead

Опыт / Experiment	Окислы, г / Oxides, g	Na_2CO_3 , г / Na_2CO_3 , g	SiO_2 , г / SiO_2 , g	Графит, г / Graphite, g
1	100	–	–	–
2	100	–	–	5
3	100	15	11	7
4	100	66	25	5

Таблица 2

Table 2

Продукты плавки висмутистых окислов при температуре 1150 °С

Bismuth oxide melting products at a temperature of 1,150 °C

Продукт, кол-во, г Product/ Q-ty, g	Опыт № 3: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 3: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 67,3/ Alloy 67.3	7,06/89,0	81,64/99,0	0,03/0,4	1,15/32,2	—	0,17/7,2
Шлак 44,8/ Slag 44.8	0,06/0,5	1,81/1,0	6,72/46,9	1,24/23,1	1,55/39,9	1,17/33,6
Пыль 20,8/ Dust 20.8	2,69/10,5	—	16,29/52,8	5,16/44,7	5,03/60,1	4,43/59,1
Продукт, кол-во, г/ Product Q-ty, g	Опыт № 4: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 4: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 68,3/ Alloy 68.3	7,32/93,6	80,55/99,7	0,02/0,2	1,07/30,4	—	—
Шлак 91,3/ Slag 91.3	0,08/1,4	1,23/2,0	3,31/47,0	0,61/23,1	0,65/34,1	0,46/27,2
Пыль 36,4/ Dust 36.4	0,73/5,0	—	3,39/52,7	3,07/46,5	3,15/65,9	3,12/72,8

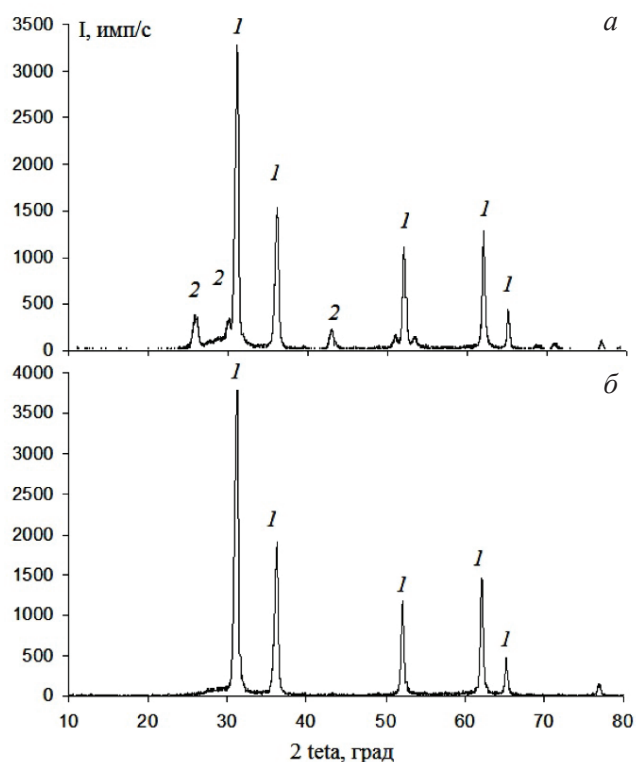


Рис. 1. Дифрактограммы висмутистого свинца:

а – опыт 4; б – опыт 3; 1 – Pb; 2 – PbS

Fig. 1. Diffractograms of bismuth lead:

а – experiment 4; б – experiment 3; 1 – Pb; 2 – PbS

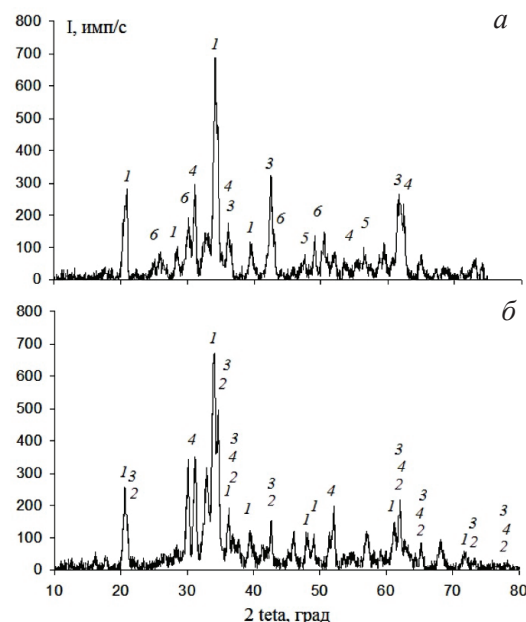


Рис. 2. Дифрактограммы шлаков при получении висмутистого свинца:

а – опыт 4; б – опыт 3; 1 – $\text{Na}_2\text{CaSiO}_4$; 2 – $\text{Na}_4\text{Mg}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}$; 3 – MgO ; 4 – Pb; 5 – ZnS ; 6 – PbS

Fig. 2. Diffractograms of slags in the production of bismuth lead:

а – experiment 4; б – experiment 3; 1 – $\text{Na}_2\text{CaSiO}_4$; 2 – $\text{Na}_4\text{Mg}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}$; 3 – MgO ; 4 – Pb; 5 – ZnS ; 6 – PbS

Для оптимизации операций восстановительной плавки висмутистых окислов варьировали количество флюсов (Na_2CO_3 , SiO_2) и восстановителя (графит), взятых в массных соотношениях (табл. 3)

Количество флюсов взято на основе предварительного расчета составов шлаков в бинарной системе $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2$, позволяющего прогнозировать температуру плавления последних. Расчет вели в двух вариантах исходя из возможности формирования как мета-, так и орто-силикатов натрия, для чего долю SiO_2 поддерживали на уровне 45...75 % масс. согласно температуре ликвидуса 800...1100 °С.

Критерием оптимальных режимов основных операций восстановительной плавки висмутистых окислов является степень извлечения целевых металлов в металлическую фазу (табл. 4 и 5).

Расход флюсов является основополагающим на показатели плавки. Для опытов 5, 7 расчетный состав шлаков, %: 42,4...78,2 Na_2O ; 21,8...57,6 SiO_2 исходя из диаграммы состояния двойной системы, должен способствовать расслоению фаз, которое на практике не фиксируется, что свидетельствует об отсутствии полного расплавления материала. Дополнительную информацию можно получить путем перехода к тройной системе $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2-\text{CaO}$, где фигуративные точки предполагаемых составов шлака, %: 67,8...70,2/33,8...36,3 Na_2O ; 19,6...22,4/41,9...46,0 SiO_2 ; 9,9...10,2/20,2...21,8 CaO попадают в области с температурами ликвидуса 1200...1500 °С, значительно превышающими заданную температуру.

Аналогичные рассуждения можно применить по составу шлака в системах $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2-\text{MgO}$ и $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2-\text{FeO}$. Рассмотрение много-

Таблица 3

Table 3

Состав шихты для восстановительной плавки висмутистых окислов

Composition of the charge for reducing melting of bismuth oxides

Опыт / Experiment	Окислы, г/ Oxides, g	Na_2CO_3 , г/ Na_2CO_3 , g	SiO_2 , г/ SiO_2 , g	Графит, г/ Graphite, g
5	100	15	11	7
6	100	15	26	5
7	100	22	13	3
8	100	33	12,5	5
9	100	66	25	5

Таблица 4

Table 4

Результаты плавки висмутистых окислов при температуре 1150 °С

Results of melting of bismuth oxides at a temperature of 1150 °С

Оптимизация состава шихты Optimization of the charge composition						
Продукт, кол-во, г/ Product, Q-ty, g	Опыт № 6: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 6: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 67,3/ Alloy 67.3	7,06/89,0	81,64/99,0	0,03/0,4	1,15/32,2	—	0,17/7,2
Шлак 44,8/ Slag 44.8	0,06/0,5	1,81/1,0	6,72/46,9	1,24/23,1	1,55/39,9	1,17/33,6
Пыль 20,8/ Dust 20.8	2,69/10,5	—	16,29/52,8	5,16/44,7	5,03/60,1	4,43/59,1

Оптимизация состава шихты Optimization of the charge composition						
Продукт, кол-во, г/ Product, Q-ty, g	Опыт № 8: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 8: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 68,3/ Alloy 68.3	7,32/93,6	80,55/99,7	0,02/0,2	1,07/30,4	—	—
Шлак 91,3/ Slag 91.3	0,08/1,4	1,23/2,0	3,31/47,0	0,61/23,1	0,65/34,1	0,46/27,2
Пыль 36,4/ Dust 36.4	0,73/5,0	—	3,39/52,7	3,07/46,5	3,15/65,9	3,12/72,8
Продукт, кол-во, г/ Product, Q-ty, g	Опыт № 9: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 9: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 68,3/ Alloy 68.3	7,32/93,6	80,55/99,7	0,02/0,2	1,07/30,4	—	—
Шлак 91,3/ Slag 91.3	0,08/1,4	1,23/2,0	3,31/47,0	0,61/23,1	0,65/34,1	0,46/27,2
Пыль 36,4/ Dust 36.4	0,73/5,0	—	3,39/52,7	3,07/46,5	3,15/65,9	3,12/72,8
Наработка висмутистого свинца Operating time of bismuth lead						
Продукт, кол-во, г/ Product, Q-ty, g	Опыт № 9: Содержание (β), % / Распределение (ε) компонента, % Experiment No 9: Content (β), % / Distribution (ε) of the component, %					
	Bi	Pb	Zn	Sb	As	Sn
Сплав 67,5–74/ Alloy 67.5–74	4,32–8/ 59,9–96	52,3–86,7/ 70,1–97	0,03–0,34/ 0,4–3,7	2,5–2,9/ 71,3–84,8	0,28–0,76/ 11,2–29,6	0,7–0,93/ 30,4–44,3
Шлак 73–91/ Slag 73–91	0,03–1,2/ 0,5–20,4	0,3–15,3/ 0,4–25,3	0,08–13,3/ 3,6–78,2	0,23–1,47/ 7,1–55,7	0,67–6,68/ 28,4–48,3	0,76–5,42/ 41–54,9
Пыль 36–55,5/ Dust 36–55.5	—	—	—	—	—	—

компонентных фазовых диаграмм приводит к получению аналогичных результатов.

Увеличение расхода SiO_2 до 26 % от окислов при сохранении доли Na_2CO_3 на уровне 15 % (опыт № 7) ведет к выделению металлической и шлаковой фазы. Из полученного висмутистого свинца (выход 60 % от окислов), содержащего 8,2 % Bi и 93,4 % Pb, извлекается 90...92 % этих металлов. Шлак (62 % от окислов) при невысоком содержании висмута (0,11 % масс.) отличается большей долей свинца (до 23,4 % масс.).

Третьим продуктом плавки (24,1 % от окислов) является пылегазовая смесь. В целом при

приемлемых показателях плавки такое соотношение флюсов переводит фигуративную точку состава шлака (%: 23,1 Na_2O , 63,0 SiO_2 , 13,9 CaO) в область, где температура ликвидуса достигает 1200 °С, вследствие чего незначительные отклонения от заданных расходов при дозировке флюсов, возможные при практической реализации процесса, приведут к нарушению его хода.

К аналогичным результатам привело повышение расхода Na_2CO_3 до 33 % от количества окислов при фиксации доли SiO_2 на уровне 12,5 %. В этом варианте 55 %-й выход металлического сплава состава, %: 7,3 Bi; 80,2 Pb,

Состав шлаков в бинарной системе $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2$
Composition of slags in the $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2$ binary system

Содержание в шихте, масс. %/ Content in the charge, mass. %				Содержание в шлаке, масс. %/ Content in the slag, mass. %			
				расчетное/ estimated value		фактическое/ actual value	
Окислы Oxides	Na_2CO_3	SiO_2	C	Na_2O	SiO_2	Na_2O	SiO_2
100	15	11	7	46,5...78,2	21,8...53,5	—	—
	22	13	3	42,4...75,2	24,8...57,6		
	15	26	5	26,9...78,2	21,8...73,2	25	75
	33	12,5		43,3...75,9	24,1...56,7	65,6	34,4
	66	25		27,6...61,2	38,8...72,4	44,7...60,8	39,2...55,3

отличается низким извлечением висмута (75 %) и свинца (80 %). Выход шлака составил 71 %, его состав, %: 0,8 Bi; 12,9 Pb, фигуративная точка которого на диаграмме $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2-\text{CaO}$, %: 68,4 Na_2O , 21,7 SiO_2 , 9,9 CaO, близко соседствует с областью, в которой ранее раскисления отмечено не было, в связи с чем для реализации процесса на практике потребуются высокая точность дозировки флюсов. Выход пыли и газа при плавке – 24,1 % от содержания окислов. Изменение состава шихты в сторону одновременного увеличения долей Na_2CO_3 (66 %) и SiO_2 (25 %) также ведет к раскислению конденсированных фаз. Свинцово-висмутый сплав с выходом 62 % содержит, %: 7,7 Bi; 84,2 Pb, при этом целевые металлы количественно извлекаются в сплав (%) – 89 Bi; 94 Pb. Закономерно увеличивается выход шлака (до 103 % от количества окислов), с невысоким содержанием висмута и свинца, %: 0,66 Bi; 11 Pb, обеспечиваемые положением отвечающей его составу фигуративной точки на диаграмме $\text{Na}_2\text{O}-\text{SiO}_2-\text{CaO}$, %: 23,7 Na_2O , 62,1 SiO_2 , 14,2 CaO, соответствующей области с температурами ликвидуса 1100...1150 °C. Отмечено повышение до 30,9 % выхода пылегазовой смеси. Расход восстановителя ~5 % отвечает данным практики переработки аналогичного сырья, заданный с учетом большого избытка от количества, стехиометрически необходимого для восстановления свинца и висмута из оксидов, и его изменение не оказывает существенного влияния на результаты плавки.

Таким образом, установленный в опыте 9 режим восстановительной плавки висмутистых окислов, %: 66 Na_2CO_3 ; 25 SiO_2 ; 5–7 C, при температуре 1150 °C является оптимальным. Совместная плавка висмутистых окислов, Na_2CO_3 , SiO_2 и углерода, взятых в соотношениях 100 : 15 : 26 : 5 и 100 : (33–66) : (13–26) : (5–7), позволяет выделить висмутистый свинец с выходом 61,8...74,0 % от содержания окислов, состава, %: 7,1...8,0 Bi; 81,3...86,1 Pb; 0,08 Zn; 2,54 Sb; 0,76 As; 0,70 Sn; 0,99 Cu; 0,03 Ag. Извлечение металлов в сплав, %: 95,6 Bi; 94,6 Pb; 0,8 Zn; ~71,3 Sb; 30,4 Sn; 67,5 Cu. По данным рентгенофазового анализа, основной фазой свинцово-висмутового сплава является элементный свинец.

Получен силикатный шлак с выходом 73...103 % от окислов состава, %: 0,03...1,20 Bi; 0,3...15,4 Pb; 5,9 Zn; 0,25 Sb; 0,99 As; 0,76 Sn; 0,02 Cu; 0,001 Ag; 24,0 SiO_2 ; 55,6 Na_2O ; 7,7 MgO; 6,9 CaO; 0,5 FeO, в который переходит, %: 6,6 Bi; 7,7 Pb; 78,2 Zn; 8,7 Sb; 41 Sn; 4,8 Cu. Фазовый состав шлака: $\text{Na}_2\text{CaSiO}_4$, $\text{Na}_4\text{Mg}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}$, MgO, Pb. Третьим продуктом плавки является пылегазовая смесь (40...43 %), в которой концентрируется часть ценных компонентов шихты, %: 21,0 Zn; 20,0 Sb; 22,1 As; 28,6 Sn; 27,7 Cu. В результате установлен режим восстановительной плавки висмутистых окислов (100 %), рекомендуемый для выполнения дальнейших исследований и расчетов, %: 66 Na_2CO_3 ; 25 SiO_2 ; 5...7 C; температура процесса – 1150 °C.

Содержание примесей в полученном сплаве значительно превышает принятое в практике

аналогичных производств, что может создать серьезные затруднения при прямой пироэлектрометаллургической переработке висмутистого свинца. Подтверждением этому служат результаты лабораторного эксперимента по электролитическому рафинированию висмутистых дрессов, %: 0,1...1,2 Bi; 0,6...12,0 Zn; 0,3 Sb; остальное Pb филиала ПСЦМ АО «Уралэлектромедь». Электролитом служил расплав эквимольной эвтектической смеси $PbCl_2$ и KCl , температура процесса – 823 К (550 °С). Установлено, что наряду с висмутом (6,4...30 % Bi) в анодном продукте в большом количестве накапливалась более электроположительная сурьма (16,5 % Sb), исключающая возможность получения висмута чернового. В связи с этим необходимо предусмотреть реагентную обработку сплава (обезмеживание, щелочное смягчение), аналогичную для рафинирования Pb-чернового при минимальных потерях висмута с Cu-шликерами и щелочными плавками. Сплав после реагентной обработки пригоден для пироэлектрометаллургического способа.

Выводы

1. Совместная плавка (1100...1150 °С) висмутистых окислов, карбоната натрия, диоксида кремния и углерода, взятых в массовом соотношении 100 : (15...66) : (11...25) : (5...7), позволяет перевести 89,0...93,6 % висмута и 99,5...99,7 % свинца из исходных окислов в висмутистый свинец, содержащий 7,06...7,32 % Bi и 80,6...81,6 % Pb. Основной фазой свинцово-висмутового сплава является элементный свинец. Выделяемый сплав пригоден для дальнейшей переработки по известным технологиям с разделением висмута и свинца.

2. Повышенный расход флюсов ведет к росту количества бедных по целевым металлам оборотных силикатных шлаков, %: 0,06...0,08 Bi; 1,23...1,81 Pb; 3,3...6,7 Zn; 0,6...1,2 Sb; 0,7...1,6 As; 0,5...1,2 Sn; 17,9...21,6 SiO_2 ; 22,5...36,7 Na_2O ; 3,9...7,4 MgO ; 2,5...6,3 CaO , в которые переходит, %: 1,4 Bi; 2 Pb; 47 Zn; 23 Sb; 33 Sn. Основные фазы шлака: Na_2CaSiO_4 , $Na_4Mg_2Si_3O_{10}$, MgO , Pb, ZnS, PbS.

3. Совместная плавка (1150 °С) висмутистых окислов, карбоната натрия, диоксида кремния и углерода, взятых в массовых соотношениях

100 : 15 : 26 : 5 и 100 : (33–66) : (13–26) : (5–7), позволяет выделить висмутистый свинец (выход 61,8...74,0 % от содержания окислов) состава, %: 7,1...8,0 Bi; 81,3...86,1 Pb; 0,08 Zn; 2,54 Sb; 0,76 As; 0,70 Sn; 0,99 Cu; 0,03 Ag. Извлечение металлов в сплав, %: 95,6 Bi; 94,6 Pb; 0,8 Zn; 71,3 Sb; 30,4 Sn; 67,5 Cu. Основная фаза сплава – элементный свинец.

4. Повышенный расход флюсов (66 % Na_2CO_3 , 25 % SiO_2 от Bi-окислов) обеспечивает получение легкоплавкого оборотного силикатного шлака (выход 73...103 % от Bi-окислов) состава, %: 0,03...1,20 Bi; 0,3...15,4 Pb; 5,9 Zn; 0,25 Sb; 0,99 As; 0,76 Sn; 0,02 Cu; 24,0 SiO_2 ; 55,6 Na_2O ; 7,7 MgO ; 6,9 CaO ; 0,5 FeO . В шлак извлечено, %: 6,6 Bi; 7,7 Pb; 78,2 Zn; 8,7 Sb; 41,0 Sn; 4,8 Cu. Основные фазы: Na_2CaSiO_4 , $Na_4Mg_2Si_3O_{10}$, MgO , Pb.

5. Определен оптимальный режим восстановительной плавки висмутистых окислов (100 %) с получением висмутистого свинца, %: 66 Na_2CO_3 , 25 SiO_2 , 5...7 C; температура процесса – 1150 °С. Наличие примесей обуславливает необходимость введения в технологическую схему переработки висмутистых окислов операций реагентной обработки висмутистого свинца. Обезмеживание и щелочное смягчение позволят получить Pb-Bi сплав, пригодный для переработки пироэлектрометаллургическим способом.

Список литературы

1. Юхин Ю.М., Михайлов Ю.И. Химия висмутовых соединений и материалов. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2001. – 360 с. – ISBN 5-7692-0404-4.
2. Эмели Дж. Элементы. – М.: Мир, 1993. – 256 с. – ISBN 5-03-002422-0.
3. Смирнов М.П. Рафинирование свинца и переработка полупродуктов. – М.: Металлургия, 1977. – 280 с.
4. Польшанский И.Р., Абланов А.Д., Батырбекова С.А. Висмут. – Алма-Ата: Наука, 1989. – 316 с. – ISBN 5-628-00259-3.
5. Федоров П.И. Химия и технология малых металлов. Висмут и кадмий. – М.: МИХМ, 1986. – 92 с.
6. Mechanism of debismuthizing with calcium and magnesium / D. Lu, Z. Jin, Y. Chang, S. Sun // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. – 2013. – Vol. 23. – P. 1501–1505. – DOI: 10.1016/S1003-6326(13)62622-9.
7. Castle J.F., Richards J.H. Lead refining: current technology and a new continuous process // Advance in



Extractive Metallurgy / W.T. Denholm. – London: The Institution of Mining and Metallurgy, 1977. – P. 217–234. ISBN 0900488379.

8. *Hibbins S.G., Closset B., Bray M.* Advances in the refining and alloying of low-bismuth lead // *Journal of Power Sources*. – 1995. – Vol. 53. – P. 75–83. – DOI: 10.1016/0378-7753(94)02007-P.

9. *Betterton J.O., Lebedeff Y.* Debismuthing lead with alkaline earth metals // *Transactions of AIME*. – 1936. – Vol. 121. – P. 205–225.

10. *Evers D.* Debismuthing by the Kroll–Betterton process // *Metallhüttenw.* – 1949. – Vol. 2. – P. 129–133.

11. *Davey T.R.A.* Debismuthing of lead // *Journal of Metals*. – 1956. – Vol. 3. – P. 341–350.

12. *Iley J.D., Ward D.H.* Development of a continuous process for the fine debismuthizing of lead // *Advance in Extractive Metallurgy* / W.T. Denholm. – London: The Institution of Mining and Metallurgy, 1977. – P. 133–139. – ISBN 0900488379.

13. *Hancock P., Harris R.* Solubility of calcium–magnesium–bismuth intermetallic in molten lead // *Candian Metallurgy Quarterly*. – 1991. – Vol. 30. – P. 275–291.

14. *Lu D., Liu X., Ye G.* Thermodynamical analysis of debismuthizing mechanism with calcium and magnesium // *Journal of Shenyang Institute of Gold Technology*. – 1997. – Vol. 16, iss. 2. – P. 110–115.

15. *Davey T.R.A.* The physical chemistry of lead refining // *Lead-Zinc-Tin'80: Proceedings of the World Symposium on Metallurgy and Environmental Control*. – TMS-AIME: Metallurgical Society of AIME, 1980. – P. 477–506. – ISBN 0895203588. – ISBN 9780895203588.

16. *Lu D., Jin Z., Jiang K.* Fine debismuthizing with calcium, magnesium and // *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. – 2011. – Vol. 21 (10). – P. 2311–2316. – DOI: 10.1016/S1003-6326(11)61013-3.

17. *Zhang J.S.* A review of steel corrosion by liquid lead and lead–bismuth // *Corrosion Science*. – 2009. – Vol. 51. – P. 1207–1227. – DOI: 10.1016/j.corsci.2009.03.013.

18. *Manas P., Jung I.H.* Thermodynamic modeling of the Mg–Bi and Mg–Sb binary systems and short-range-ordering behavior of the liquid solutions / P. Ma-

nas, I.H. Jung // *Computer Coupling of Phase Diagrams and Thermochemistry*. – 2009. – Vol. 33. – P. 744–754. – DOI: 10.1016/j.calphad.2009.10.002.

19. The thermodynamic properties of calcium intermetallic compounds / M. Notin, J. Mejbar, A. Bouhajib, J. Charles, J. Hertz // *Journal of Alloys and Compounds*. – 1995. – Vol. 220. – P. 62–75.

20. Extraction of tellurium and high purity bismuth from processing residue of zinc anode slime by sulfation roasting-leaching-electrodeposition process / J. Fan, G. Wang, Q. Li, H. Yang, S. Xu, J. Zhang, J. Chen, R. Wang // *Hydrometallurgy*. – 2020. – Vol. 194. – P. 105348. – DOI: 10.1016/j.hydromet.2020.105348.

21. Патент 2046832 Российская Федерация, МПК С 22 В 13/00, С 22 В 7/00, С 22 В 13/02. Способ гидрометаллургической переработки щелочного сульфидно-сульфатного сплава от плавки свинцового концентрата / Н.В. Ходов, М.П. Смирнов, О.К. Кузнецов, К.М. Смирнов; заявитель и патентообладатель Ходов Н.В. – № 5056328/02; заявл. 14.09.1992; опубл. 27.10.1995.

22. Патент 1192411 Российская Федерация, МПК С 25 С 3/34. Способ переработки сплавов, содержащих свинец и висмут / О.Г. Зарубицкий, С.Н. Сутурин, А.А. Омельчук, В.Т. Мелехин, Ю.С. Корюков, В.Е. Дьяков, В.Г. Будник, Т.А. Бандур, М.А. Яковлев, В.Д. Никитина; заявитель Институт общей и неорганической химии АН УССР. – № 3646660/02; заявл. 26.09.1983; опубл. 10.07.2012, Бюл. № 19.

23. А. с. 1106162 СССР, МПК С 22 В 30/06. Способ получения висмута из его оксисоединений / Ю.М. Юхин, В.Е. Дьяков, Л.Н. Максимов, А.И. Федченко, В.В. Соболев; заявитель Институт химии твердого тела и переработки минерального сырья СО АН. – № 3611338/02; заявл. 27.06.1983; опубл. 10.11.2011, Бюл. № 31.

24. Патент 106048224 Китайская Народная Республика, МПК С 22 В 5/02, С 22 В 30/06. Способ ведения низкотемпературной восстановительной плавки висмутсодержащих соединений / Liu Weifeng, Fu Xinxin, Deng Xunbo, et al. (CN); заявитель Central South University. – № 201610501290.7; заявл. 30.06.2016; опубл. 26.10.2016.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2021 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Recycling of bismuth oxides

Alexey Korolev^{1, a}, Sergey Sergeichenko^{1, b}, Konstantin Timofeev^{2, c},
Gennady Maltsev^{1, d}, Roman Voinkov^{1, e}

¹ JSC “Uralektromed”, 1 Prospekt Uspensky, Verkhnyaya Pyshma, 624091, Russian Federation

² «UMMC-Holding Technical University», 3 Prospekt Uspensky, Verkhnyaya Pyshma, 624091, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-0338-9774>, A.Korolev@elem.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-3786-7957>, sesv@elem.ru,

^c <https://orcid.org/0000-0002-9525-6476>, K.Timofeev@elem.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0002-0750-0070>, mgi@elem.ru,

^e <https://orcid.org/0000-0001-6697-1596>, R.Voinkov@elem.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 17 June 2021

Revised: 28 June 2021

Accepted: 17 August 2021

Available online: 15 September 2021

Keywords:

Bismuth oxides

Throttles

Bismuth lead

Charge

Chalcogen

Rough bismuth

Restorative melting

ABSTRACT

Introduction. The paper is devoted to the creation of an environmentally safe, technologically efficient and cost-effective high-performance integrated scheme for the recycling of lead-containing industrial products and waste, in particular, bismuth oxides and drosses formed during the melting of copper-electrolyte sludge, with the production of commodity mono-element products. To solve the problem, a combined technology is used, which is based on hydrometallurgical operations that allow separating chemical elements with similar properties with high extraction into finished products. The aim of the work is to study and develop fundamental approaches and rational integrated technologies for recycling bismuth drosses and oxides-industrial products of refining rough lead, using reducing melts of raw materials and bismuth-enriched sludge, electrolysis of bismuth lead to obtain rough bismuth containing $\geq 90\%$ Bi with its direct extraction of $\geq 70\%$. **Methods and approaches:** melting at a temperature of $1,100...1,150^\circ\text{C}$ a charge of optimal composition containing bismuth oxides, sodium carbonate, silicon dioxide and carbon. **Novelty:** a decrease in the content of noble metals and accompanying chalcogenes in secondary copper-containing raw materials with an increase in the amount of impurity elements. **Results and discussion:** joint melting ($1,100...1,150^\circ\text{C}$) of bismuth oxides, sodium carbonate, silicon dioxide and carbon, taken in the mass ratio $100 : (15-66) : (11-25) : (5-7)$, allows to transfer $89.0 - 93.6\%$ of bismuth and $99.5 - 99.7\%$ of lead from the initial oxides to bismuth lead containing $\sim 7\%$ Bi and $\sim 80\%$ Pb. The main phase of the Pb-Bi alloy is elemental lead. The increased flux consumption leads to an increase in the amount of recycled silicate slags that are poor in target metals, into which it passes, %: 1.4 Bi; 2 Pb; 47 Zn; 23 Sb; 33 Sn. Main slag phases are following: $\text{Na}_2\text{CaSiO}_4$, $\text{Na}_4\text{Mg}_2\text{Si}_3\text{O}_{10}$, MgO, Pb, ZnS, PbS. The practical relevance is determined by the optimal mode of reducing melting of bismuth oxides (100 %) to obtain lead bismuth, %: 66 Na_2CO_3 , 25 SiO_2 , 5 C; the process temperature is $1,150^\circ\text{C}$. The presence of impurities makes it necessary to introduce reagent treatment of lead bismuth into the technological scheme for recycling bismuth oxides. Decontamination and alkaline softening will make it possible to obtain a Pb-Bi alloy suitable for pyroelectrometallurgical recycling.

For citation: Korolev A.A., Sergeichenko S.V., Timofeev K.L., Maltsev G.I., Voinkov R.S. Recycling of bismuth oxides. *Obrabotka metallov (tehnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2021, vol. 23, no. 3, pp. 155–165. DOI: 10.17212/1994-6309-2021-23.3-155-165. (In Russian).

References

1. Yukhin Yu.M., Mikhailov Yu.I. *Khimiya vismutovykh soedinenii i materialov* [Chemistry of bismuth compounds and materials]. Novosibirsk, SB RAS Publ., 2001. 360 p.
2. Emsley J. The Elements. Oxford, Clarendon Press, 1991 (Russ. ed.: Emeli Dzh. *Elementy*. Moscow, Mir Publ., 1993. 256 p. ISBN 5-03-002422-0).
3. Smirnov M.P. *Rafinirovanie svintsa i pererabotka poluproduktov* [Lead refining and processing of semi-products]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1977. 280 p.

* Corresponding author

Maltsev Gennady I., D.Sc. (Engineering), Associate Professor
JSC “Uralektromed”,
1 Prospekt Uspensky,
624091, Verkhnyaya Pyshma, Russian Federation
Tel.: 8 (922) 144-60-65, e-mail: mgi@elem.ru

4. Polyvyannyi I.R., Ablanov A.D., Batyrbekova S.A. *Vismut* [Bismuth]. Alma-Ata, Nauka Publ., 1989. 316 p.
5. Fedorov P.I. *Khimiya i tekhnologiya malykh metallov. Vismut i kadmii* [Chemistry and technology of small metals. Bismuth and Cadmium]. Moscow, MIHM Publ., 1986. 92 p.
6. Lu D., Jin Z., Chang Y., Sun S. Mechanism of debismuthizing with calcium and magnesium. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2013, vol. 23, pp. 1501–1505. DOI: 10.1016/S1003-6326(13)62622-9.
7. Castle J.F., Richards J.H. Lead refining: current technology and a new continuous process. *Advance in Extractive Metallurgy*. London, The Institution of Mining and Metallurgy, 1977, pp. 217–234. ISBN 0900488379.
8. Hibbins S.G., Closset B., Bray M. Advances in the refining and alloying of low-bismuth lead. *Journal of Power Sources*, 1995, vol. 53, pp. 75–83. DOI: 10.1016/0378-7753(94)02007-P.
9. Betterton J.O., Lebedeff Y. Debismuthing lead with alkaline earth metals. *Transactions of AIME*, 1936, vol. 121, pp. 205–225.
10. Evers D. Debismuthing by the Kroll–Betterton process. *Metallhutenw*, 1949, vol. 2, pp. 129–133.
11. Davey T.R.A. Debismuthing of lead. *Journal of Metals*, 1956, vol. 3, pp. 341–350.
12. Iley J.D., Ward D.H. Development of a continuous process for the fine debismuthizing of lead. *Advance in Extractive Metallurgy*. London, The Institution of Mining and Metallurgy, 1977, pp. 133–139. ISBN 0900488379.
13. Hancock P., Harris R. Solubility of calcium–magnesium–bismuth intermetallic in molten lead. *Candian Metallurgy Quarterly*, 1991, vol. 30, pp. 275–291.
14. Lu D., Liu X., Ye G. Thermodynamical analysis of debismuthizing mechanism with calcium and magnesium. *Journal of Shenyang Institute of Gold Technology*, 1997, vol. 16 (2), pp. 110–115. (In Chinese).
15. Davey T.R.A. The physical chemistry of lead refining. *Lead-Zinc-Tin '80: Proceedings of the World Symposium on Metallurgy and Environmental Control*, TMS-AIME: Metallurgical Society of AIME, 1980, pp. 477–506. ISBN 0895203588. ISBN 9780895203588.
16. Lu D., Jin Z., Jiang K. Fine debismuthizing with calcium, magnesium and antimony. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2011, vol. 21 (10), pp. 2311–2316. DOI: 10.1016/S1003-6326(11)61013-3.
17. Zhang J.S. A review of steel corrosion by liquid lead and lead–bismuth. *Corrosion Science*, 2009, vol. 51, pp. 1207–1227. DOI: 10.1016/j.corsci.2009.03.013.
18. Manas P., Jung I.H. Thermodynamic modeling of the Mg–Bi and Mg–Sb binary systems and short-range-ordering behavior of the liquid solutions. *Computer Coupling of Phase Diagrams and Thermochemistry*, 2009, vol. 33, pp. 744–754. DOI: 10.1016/j.calphad.2009.10.002.
19. Notin M., Mejbar J., Bouhaijb A., Charles J., Her J. The thermodynamic properties of calcium intermetallic compounds. *Journal of Alloys and Compounds*, 1995, vol. 220, pp. 62–75.
20. Fan J., Wang G., Li Q., Yang H., Xu S., Zhang J., Chen J., Wang R. Extraction of tellurium and high purity bismuth from processing residue of zinc anode slime by sulfation roasting-leaching-electrodeposition process. *Hydrometallurgy*, 2020, vol. 194, p. 105348. DOI: 10.1016/j.hydromet.2020.105348.
21. Khodov N.V., Smirnov M.P., Kuznetsov O.K., Smirnov K.M. *Sposob gidrometallurgicheskoi pererabotki shchelochnogo sul'fidno-sul'fatnogo plava ot plavki svintsovogo kontsentrata* [Method of hydrometallurgical processing of alkaline sulfide-sulfate melt from melting of lead concentrate]. Patent RF, no. 2046832, 1995.
22. Zarubitsky O.G., Sutorin S.N., Omelchuk A.A., Melekhin V.T., Koryukov Yu.S., Dyakov V.E., Budnik V.G., Bandur T.A., Yakovlev M.A., Nikitina V.D. *Sposob pererabotki splavov, soderzhashchikh svinets i vismut* [Method of processing alloys containing lead and bismuth]. Patent RF, no. 1192411, 2012.
23. Yukhin Yu.M., D'yakov V.E., Maksimov L.N., Fedchenko A.I., Sobolev V.V. *Sposob polucheniya vismuta iz ego oksisoedinenii* [A method for obtaining bismuth from its oxy compounds]. Inventor's Certificate USSA, no. 1106162, 2011.
24. Liu Weifeng, Fu Xinxin, Deng Xunbo, et al. *Method of conducting low-temperature reduction melting of bismuth-containing compounds*. Patent CN, no. 106048224, 2016.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2021 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

РЕКОМЕНДАЦИИ ПО НАПИСАНИЮ НАУЧНОЙ СТАТЬИ

Оформление статьи, подаваемой в научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)», должно соответствовать *по стилю и содержанию* требованиям журнала http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules. Статьи, не соответствующие этим требованиям, отклоняются и не рассматриваются редакционным советом. Кроме того, текст работы должен быть внимательно прочитан всеми авторами (а не одним автором, как это зачастую бывает), так как все авторы несут коллективную ответственность за содержание работы.

Общие комментарии

Пишите доходчивым и простым языком – абстрактные формулировки и излишне длинные фразы трудны как для чтения, так и для понимания.

Статья не должна быть слишком длинной, даже если журнал не указывает максимального объема статьи. Пишите лаконично и грамотно.

Избегайте:

- неряшливости, например, многочисленных опечаток, небрежного стиля, маленьких иллюстраций, уравнений с ошибками и др.;
- длинного текста (абзаца), содержащего избыточные высказывания.

Научная статья должна иметь структуру **IMRAD** (*Introduction, Methods, Results And Discussion*):

- название (*Title*);
- аннотация (*Abstract*);
- введение (*Introduction*);
- методы (*Methods*);
- результаты (*Results*);
- обсуждение (*Discussion*);
- заключение (*Conclusion*);
- благодарности, финансирование (*Acknowledgements / Funding*);
- список литературы (*References*).

ЗАГЛАВИЕ

Название должно отражать основную идею выполненного исследования и быть по возможности кратким.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Полный список авторов с указанием ФИО. Полностью должны быть написаны имя и фамилия автора (ов). Ниже – полное название организации для каждого из авторов с указанием улицы, номера дома, города, почтового индекса и страны. Для каждого из авторов обязательно указываются его уникальный идентификационный код *ORCID* (*Open Researcher and Contributor ID*) и электронная почта (*e-mail*). Если отсутствует *ORCID*, то необходимо пройти по ссылке <https://orcid.org/> и зарегистрироваться в системе. После регистрации необходимо отредактировать свои персональные данные и список публикаций.

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

Указывается индекс универсальной десятичной классификации (УДК). Для англоязычной части статьи УДК указывать не надо.

Ключевые слова

Ключевые слова (не более 15 слов и сочетаний) должны отображать и покрывать содержание работы. Ключевые слова служат профилем вашей работы для баз данных.

АННОТАЦИЯ (РЕФЕРАТ)

Аннотация к статье должна быть информативной (не содержать общих слов); оригинальной; содержательной (отражать основное содержание статьи и результаты исследований); структурированной (следовать логике описания результатов в статье). Объем аннотации (реферата) должен быть 200...250 слов. **Объем аннотации/реферата на английском языке должен быть не менее 250 слов!** Аннотация должна включать следующие аспекты содержания статьи: обоснование, предмет, цель работы; метод или методологию проведения работы; результаты работы; область применения результатов; выводы.

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ

Авторами указывается примерная ссылка согласно ГОСТ Р 7.05–2008 «Библиографическая ссылка» на будущую работу в данном журнале. Редакция оставляет за собой право осуществлять редактирование данного пункта.

АДРЕС ДЛЯ ПЕРЕПИСКИ

Указывается полностью ФИО, степень, звание, должность и место работы автора для переписки. Также в обязательном порядке должны быть представлены адрес, телефон и его электронная почта.

ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ СТАТЬИ

ВВЕДЕНИЕ

Раздел «Введение» должен быть использован для того, чтобы определить место вашей работы (подход, данные или анализ). Подразумевается, что существует нерешенная или новая научная проблема, которая рассматривается в вашей работе. В связи с этим в разделе следует представить краткий, но достаточно информированный литературный обзор (до 2 стр.) по состоянию обозначенной проблемы. Не следует пренебрегать книгами и статьями, которые были написаны, например, раньше, чем пять лет назад. В конце раздела «Введение» формулируются цели работы и описывается стратегия для их достижения.

МЕТОДЫ / МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Теория (для теоретических работ) или **методика экспериментального исследования** (для экспериментальных работ). Следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

Приводится обоснование выбора данного материала (или материалов) и методов описания материала (материалов) в данной работе.

При необходимости приводятся рисунки образцов с единицами измерения (единицы измерения только в системе СИ). При испытании стандартных образцов достаточно ссылки на стандарт. Для большой программы испытаний целесообразно использовать таблицу матричного типа. Если образцы взяты из слитков, заготовок или компонентов, то описывается их ориентация и нахождение в исходном материале, используются стандартные обозначения по Государственному стандарту.

При проведении испытаний приводится следующая информация.

1. Тип и условия испытаний, например, температура испытаний, скорость нагружения, внешняя среда.
2. Описываются переменные параметры, измеряемые величины и методы их измерения с точностью, степенью погрешности, разрешением и прочее; для величин, которые были вычислены, – методы, используемые для их вычисления.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты

Раздел, содержащий краткое описание полученных экспериментальных и/или теоретических данных. Изложение результатов должно заключаться в выявлении обнаруженных закономерностей, а не в механическом пересказе содержания таблиц и графиков. Результаты рекомендуется излагать в прошедшем времени. Обсуждение должно содержать интерпретацию полученных результатов исследования (соответствие результатов гипотезе исследования, обобщение результатов исследования, предложения по практическому применению, предложения по направлению будущих исследований).

Рекомендации, перечисленные выше, актуальны также и для теоретической, и вычислительной работы. В статьях, основанных на вычислительной работе, необходимо указать тип конечного элемента, граничные условия и входные параметры. Численный результат представляется с учетом ограничений (точности) в применяемых вычислительных методах.

В статьях, основанных на аналитической работе, при изложении длинного ряда формул необходимо давать поясняющий текст, чтобы была понятна суть содержания работы. Правильность вычислений необходимо подтверждать промежуточными вычислениями. Так же как и в случае с экспериментальной работой, простого описания числовых или аналитических преобразований без рассмотрения теоретической (физической) первопричины обычно недостаточно, для того чтобы сделать публикацию такой статьи оправданной. Простой отчет о числовых результатах в форме таблиц или в виде текста, как и бесконечные данные по экспериментальной работе, без попытки определить или выдвинуть гипотезу о том, почему были получены такие результаты, без выявления причинно-следственных связей не украшают работу.

Сравнение ваших числовых результатов с числовыми результатами, полученными кем-то другим, может быть информативным. Однако оно ничего не доказывает. Контроль при помощи сравнения с общеизвестными решениями и проверка при помощи сравнения с экспериментальными данными являются обязательными.

Обсуждение

Необходимо использовать этот раздел, для того чтобы в полном объеме объяснить значимость вашего подхода, данных или анализа и результатов, а также для упорядочения и интерпретации результатов. Цель данного раздела – показать, какие знания были получены в результате вашей работы, и обозначить перспективу полученных результатов, сравнив их с существующим положением в данной области, описанным в разделе «Введение». Большое количество графиков и цветных иллюстраций не дает научного результата. Обязанностью автора является упорядочение данных и систематическое представление результатов. Так, простой отчет о результатах испытаний без попытки исследовать внутренние механизмы не имеет большой ценности.

ВЫВОДЫ

Этот раздел обычно начинается с нескольких фраз, подводящих итог проделанной работе, а затем в виде списка представляются основные выводы. Следует быть лаконичным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

Список цитируемой литературы включает в себя источники, содержащие материалы, которые автор использовал при написании статьи, и оформляется по образцам, приведенным ниже. Состав литературных источников должен отражать состояние научных исследований в разных странах в рассматриваемой проблемной области. Ссылки должны быть доступны научной общественности, поэтому приветствуется наличие **DOI** публикации. Количество литературных ссылок должно быть не менее 20 с большей (более 50 %) долей зарубежных источников. Ссылки в тексте даются в квадратных скобках, например, [1] или [2–5]. Нумерация источников должна соответствовать очередности ссылок на них в тексте. Ссылки на авторефераты диссертаций, диссертации на соискание ученой степени допускаются при наличии их доступных электронных версий. Ссылки на учебники, учебные пособия, монографии должны иметь подчиненное значение и составлять не более 10–15 %, поскольку малодоступны широкой научной общественности. Ссылки на неопубликованные работы недопустимы. Самоцитирование не должно превышать 15–17 %. Если работа была издана и на русском, и на английском (или других) языках, то в **Списке литературы** и в **References** лучше давать ссылку на переводную работу. В связи с вхождением журнала в базы цитирования научных публикаций помимо традиционного списка литературы (ГОСТ 7.0.5–2008) необходим дополнительный список с переводом русскоязычных источников на латиницу и английский язык. Применяется транслитерация строго по системе **BSI** (см. <http://ru.translit.net/?account=bsi>). Правила оформления англоязычного блока статьи представлены на сайте журнала в разделе «Правила оформления» http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules.

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Авторам необходимо указать источник(и) финансирования исследования (при наличии таковых, например, грант), используя, к примеру, следующее: «Исследование выполнено при финансовой поддержке (финансовом обеспечении) ...».

ВЫРАЖЕНИЕ ПРИЗНАТЕЛЬНОСТИ

Предоставляется возможность выразить слова благодарности тем, чей вклад в исследование был недостаточен для признания их соавторами, но вместе с тем считается авторами значимым (консультации, техническая помощь, переводы и пр.).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

В этом разделе необходимо указать наличие так называемого конфликта интересов, т. е. условий и фактов, способных повлиять на результаты исследования (например, финансирование от заинтересованных лиц и компаний, их участие в обсуждении результатов исследования, написании рукописи и т. д.). При отсутствии таковых следует использовать следующую формулировку: **«Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов»** (соответственно в англоязычной части необходимо использовать следующую формулировку: **«The author declare no conflict of interest»**).

Общие рекомендации по набору текста представлены на сайте в разделе «Правила оформления» http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules.

*Редакция и редакционный совет журнала
«Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)»*

ПОДГОТОВКА АННОТАЦИИ

(структура, содержание и объем авторского резюме (аннотации) к научным статьям в журнале; фрагменты из работы **О. В. Кирилловой «Редакционная подготовка научных журналов для включения в зарубежные индексы цитирования: методические рекомендации. – Москва, 2012»**, кандидата технических наук, заведующей отделением ВИНТИ РАН, члена Консультативного совета по формированию контента (Content Selection and Advisory Board – CSAB) SciVerse Scopus, Elsevier)

Авторское резюме должно излагать существенные факты работы и не должно преувеличивать или содержать материал, который отсутствует в основной части публикации. Результаты работы описывают предельно точно и информативно. Приводятся основные теоретические и экспериментальные результаты, фактические данные, обнаруженные взаимосвязи и закономерности. При этом отдается предпочтение новым результатам и данным долгосрочного значения, важным открытиям, выводам, которые опровергают существующие теории, а также данным, которые, по мнению автора, имеют практическое значение. Выводы могут сопровождаться рекомендациями, оценками, предложениями, гипотезами, описанными в статье.

Сведения, содержащиеся в заглавии статьи, не должны повторяться в тексте авторского резюме. Следует избегать лишних вводных фраз (например, «автор статьи рассматривает...»). Исторические справки, если они не составляют основное содержание документа, описание ранее опубликованных работ и общеизвестные положения, в авторском резюме не приводятся.

В тексте авторского резюме следует употреблять синтаксические конструкции, свойственные языку научных и технических документов, и избегать сложных грамматических конструкций. В тексте авторского резюме следует применять значимые слова из текста статьи. Текст авторского резюме должен быть лаконичен и четок, свободен от второстепенной информации, лишних вводных слов, общих и незначащих формулировок. Текст должен быть связным, разрозненные излагаемые положения должны логично вытекать одно из другого. Сокращения и условные обозначения применяют в исключительных случаях или дают их расшифровку и определения при первом употреблении в авторском резюме. В авторском резюме не делаются ссылки на номер публикации в списке литературы к статье.

Объем текста авторского резюме определяется содержанием публикации (объемом сведений, их научной ценностью и/или практическим значением), но не менее 100–250 слов (для русскоязычных публикаций – предпочтительнее больший объем).

Пример авторского резюме на русском языке

Значительная часть инновационных планов по внедрению изменений, содержащих в своей основе нововведения, либо не доходит до практической реализации, либо в действительности приносит гораздо меньше пользы, чем планировалось. Одна из причин этих тенденций кроется в отсутствии у руководителя реальных инструментов по планированию, оценке и контролю над инновациями. В статье предлагается механизм стратегического планирования компании, основанный на анализе как внутренних возможностей организации, так и внешних конкурентных сил, поиске путей использования внешних возможностей

с учетом специфики компании. Стратегическое планирование опирается на свод правил и процедур, содержащих серию методов, использование которых позволяет руководителям компаний обеспечить быстрое реагирование на изменение внешней конъюнктуры. К таким методам относятся: стратегическое сегментирование; решение проблем в режиме реального времени; диагностика стратегической готовности к работе в условиях будущего; разработка общего плана управления; планирование предпринимательской позиции фирмы; стратегическое преобразование организации. Процесс стратегического планирования представлен в виде замкнутого цикла, состоящего из девяти последовательных этапов, каждый из которых представляет собой логическую последовательность мероприятий, обеспечивающих динамику развития системы. Результатом разработанной автором методики стратегического планирования является предложение перехода к «интерактивному стратегическому менеджменту», который в своей концептуальной основе ориентируется на творческий потенциал всего коллектива и изыскание путей его построения на базе оперативного преодоления ускоряющихся изменений, возрастающей организационной сложности и непредсказуемой изменчивости внешнего окружения.

Это же авторское резюме на английском языке

A considerable part of innovative plans concerning implementation of developments with underlying novelties either do not reach the implementing stage, or in fact yield less benefit than anticipated. One of the reasons of such failures is the fact that the manager lacks real tools for planning, evaluating and controlling innovations. The article brings forward the mechanism for a strategic planning of a company, based on the analysis of both inner company's resources, and outer competitive strength, as well as on searching ways of using external opportunities with account taken of the company's specific character. Strategic planning is based on a code of regulations and procedures containing a series of methods, the use of which makes it possible for company's manager to ensure prompt measures of reaction to outer business environment changes. Such methods include: strategic segmentation; solving problems in real-time mode; diagnostics of strategic readiness to operate in the context of the future; working out a general plan of management; planning of the business position of the firm; strategic transformation of the company. Strategic planning process is presented as a closed cycle consisting of 9 successive stages, each of them represents a logical sequence of measures ensuring the dynamics of system development. The developed by the author strategic planning methods result in the recommendation to proceed to "interactive strategic management" which is conceptually based on the constructive potential of the collective body, on searching ways of its building on the basis of effective overcoming accelerating changes, increasing organizational complexity, and unpredictable changeability of the environment.

Пример структурированного авторского резюме из иностранного журнала в Scopus

Purpose: Because of the large and continuous energetic requirements of brain function, neurometabolic dysfunction is a key pathophysiologic aspect of the epileptic brain. Additionally, neurometabolic dysfunction has many self-propagating features that are typical of epileptogenic processes, that is, where each occurrence makes the likelihood of further mitochondrial and

energetic injury more probable. Thus abnormal neurometabolism may be not only a chronic accompaniment of the epileptic brain, but also a direct contributor to epileptogenesis.

Methods: We examine the evidence for neurometabolic dysfunction in epilepsy, integrating human studies of metabolic imaging, electrophysiology, microdialysis, as well as intracranial EEG and neuropathology.

Results: As an approach of noninvasive functional imaging, quantitative magnetic resonance spectroscopic imaging (MRSI) measured abnormalities of mitochondrial and energetic dysfunction (via ^1H or ^{31}P spectroscopy) are related to several pathophysiologic indices of epileptic dysfunction. With patients undergoing hippocampal resection, intraoperative ^{13}C -glucose turnover studies show a profound decrease in neurotransmitter (glutamate-glutamine) cycling relative to oxidation in the sclerotic hippocampus. Increased extracellular glutamate (which has long been associated with increased seizure likelihood) is significantly linked with declining energetics as measured by ^{31}P MR, as well as with increased EEG measures of Teager energy, further arguing for a direct role of glutamate with hyperexcitability.

Discussion: Given the important contribution that metabolic performance makes toward excitability in brain, it is not surprising that numerous aspects of mitochondrial and energetic state link significantly with electrophysiologic and microdialysis measures in human epilepsy. This may be of particular relevance with the self-propagating nature of mitochondrial injury, but may also help define the conditions for which interventions may be developed. © 2008 International League Against Epilepsy.

Фрагменты из рекомендаций авторам журналов издательства Emerald

Авторское резюме (реферат, abstract) является кратким резюме большей по объему работы, имеющей научный характер, которое публикуется в отрыве от основного текста и, следовательно, само по себе должно быть понятным без ссылки на саму публикацию. Оно должно излагать существенные факты работы и не должно преувеличивать или содержать материал, который отсутствует в основной части публикации. Авторское резюме выполняет функцию справочного инструмента (для библиотеки, реферативной службы), позволяющего читателю понять, следует ли ему читать или не читать полный текст.

Авторское резюме включает следующее.

1. Цель работы в сжатой форме. Предыстория (история вопроса) может быть приведена только в том случае, если она связана контекстом с целью.

2. Кратко излагая основные факты работы, помните следующие моменты:

- следовать хронологии статьи и использовать ее заголовки в качестве руководства;
- не включать несущественные детали;
- вы пишете для компетентной аудитории, поэтому можете использовать техническую (специальную) терминологию вашей дисциплины, четко излагая свое мнение, а также имейте в виду, что вы пишете для международной аудитории;

– текст должен быть связным, с использованием слов «следовательно», «более того», «например», «в результате» и т. д. («consequently», «moreover», «for example», «the benefits of this study», «as a result» etc.), либо разрозненные излагаемые положения должны логично вытекать одно из другого;

– необходимо использовать активный, а не пассивный залог, т. е. “The study tested”, но не “It was tested in this study” (частая ошибка российских аннотаций);

– стиль письма должен быть компактным (плотным), поэтому предложения, вероятнее всего, будут длиннее, чем обычно.

Примеры, как не надо писать реферат, приведены на сайте издательства (<http://www.emeraldinsight.com/authors/guides/write/abstracts.htm?part=3&>).

На сайте издательства также приведены примеры рефератов для различных типов статей (обзоры, научные статьи, концептуальные статьи, практические статьи):

<http://www.emeraldinsight.com/authors/guides/write/abstracts.htm?part=2&PHPSESSID=hdac5rtkb73ae013ofk4g8nrv1>.

ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ

Уважаемые Авторы, внимательно ознакомьтесь с правилами оформления статьи на сайте журнала!

ШАБЛОН ДЛЯ ОФОРМЛЕНИЯ РУКОПИСИ

Синим цветом обозначены пояснения относительно того, что именно и как должно быть написано в данном разделе / подразделе.

После внесения соответствующих правок в разделы статьи необходимо удалить **синие подсказки**. В шаблон следует поместить все материалы и данные, которые, по вашему мнению, должны быть напечатаны в журнале (в том числе рисунки и таблицы). Заполненный шаблон статьи следует сохранить на компьютере и загрузить на сайт журнала.

Структурные особенности плазменных покрытий $B_4C-Ni-P$

(Заглавие статьи на русском языке. Название должно отражать основную идею выполненного исследования, быть по возможности кратким)

Елена Корниенко^{1, a, *}, Виктор Кузьмин^{2, b}, Александр Сивков^{3, c}

(Полный список авторов с указанием ФИО. Полностью должны быть написаны Имя и Фамилия автора (ов))

¹ Новосибирский государственный технический университет, пр. К. Маркса, 20, г. Новосибирск, 630073, Россия

² Институт теоретической и прикладной механики им. С.А. Христиановича СО РАН, ул. Институтская, 4/1, г. Новосибирск, 630090, Россия

³ Национальный исследовательский Томский политехнический университет, пр. Ленина, 30, г. Томск, 634050, Россия

(Полное название организации для каждого из авторов с указанием улицы, номера дома, города, почтового индекса и страны)

^a  <http://orcid.org/0000-0002-5874-5422>,  kornienko_ee@mail.ru, ^b  <http://orcid.org/0000-0002-9951-7821>,  vikuzmin57@mail.ru,

^c  <http://orcid.org/0000-0002-7685-5502>,  SivkovAA@mail.ru

(Для каждого из авторов ОБЯЗАТЕЛЬНО указываются его уникальный идентификационный код ORCID (Open Researcher and Contributor ID) и электронная почта. Если отсутствует ORCID, то необходимо пройти по ссылке <https://orcid.org/> и зарегистрироваться в системе. После регистрации необходимо отредактировать свои персональные данные и список публикаций)

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.793.71 (Указывается индекс универсальной десятичной классификации)

История статьи:

Поступила: 1 июня 2017 (Дата поступления работы в редакцию. Важно: работа должна поступить не позже чем за 3 месяца до официального выхода номера в свет согласно графику. В исключительных случаях, по согласованию с редакцией журнала, срок приема статьи в ближайший номер может быть продлен, но не более чем на две недели.)

Рецензирование: (Дата указывается редакцией)

Принята к печати: (Дата указывается редакцией)

Доступно онлайн: (Дата указывается редакцией)

Ключевые слова:

Плазменное напыление,

Карбид бора,

$B_4C-Ni-P$,

Покрытие.

(Ключевые слова (не более 15 слов и сочетаний))

АННОТАЦИЯ

Аннотация к статье должна быть информативной (не содержать общих слов); оригинальной; содержательной (отражать основное содержание статьи и результаты исследований); **структурированной** (следовать логике описания результатов в статье). Объем аннотации (реферата) должен быть **200...250 слов**. Аннотация должна включать следующие аспекты содержания статьи: обоснование, предмет, цель работы; метод или методологию проведения работы; результаты работы; область применения результатов; выводы.

Для цитирования: Корниенко Е.Е., Кузьмин В.И., Сивков А.А. Структурные особенности плазменных покрытий $B_4C-Ni-P$ // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2017. – № 3 (76). – С. 30–50. – doi: 10.17212/1994-6309-2017-3-30-50.

(Авторами указывается примерная ссылка согласно ГОСТ Р 7.05-2008 «Библиографическая ссылка» на будущую работу в данном журнале.

Редакция оставляет за собой право осуществлять редактирование данного пункта.)

***Адрес для переписки**

Корниенко Елена Евгеньевна, к.т.н., доцент
Новосибирский государственный технический университет
пр. К. Маркса, 20,
630073, г. Новосибирск, Россия
Тел.: 8 (383) 346-11-71, e-mail: kornienko_ee@mail.ru

(Указывается полностью ФИО, степень, звание, должность и место работы автора для переписки. Также в обязательном порядке должны быть представлены адрес, телефон и его электронная почта!)

Основная часть статьи**1. Введение**

До двух страниц краткий обзор литературы по проблеме исследования, указаны нерешенные ранее вопросы, сформулирована и обоснована **цель и задачи** исследований.

2. Методика исследований

Теория (для теоретических работ) или **методика экспериментального исследования** (для экспериментальных работ). Следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

3. Результаты и их обсуждение

Раздел, содержащий краткое описание полученных экспериментальных и/или теоретических данных. Изложение результатов должно заключаться в выявлении обнаруженных закономерностей, а не в механическом пересказе содержания таблиц и графиков. Результаты рекомендуется излагать в прошедшем времени. Обсуждение должно содержать интерпретацию полученных результатов исследования (соответствие результатов гипотезе исследования, обобщение результатов исследования, предложения по практическому применению, предложения по направлению будущих исследований).

Рекомендации по набору текста

Текст набирается в русифицированном редакторе Microsoft Word. Формат оригиналов – А4. Старайтесь использовать только следующие шрифты: Times New Roman – для текста, Symbol – для греческих букв. Размер шрифта основного текста – 14 пт, параметры страницы – все поля 2 см. Выравнивание по ширине. Межстрочный интервал полуторный. Абзацный отступ – 1,25 см. Переносы включены. Рисунки, таблицы, графики, фотографии должны быть включены в текст статьи.

Не используйте более одного пробела – применяйте абзацные отступы и табуляцию.

Не заканчивайте строку нажатием клавиши «Enter» – используйте ее только для начала нового абзаца.

Реализуйте возможности, предоставляемые текстовым редактором: автоматическое создание сносок, автоматический перенос или автоматический запрет переносов, создание списков, автоматический отступ и т. п.

Не набирайте кириллицу сходными по начертанию латинскими буквами, и наоборот.

Буква «ё» везде заменяется на «е», кроме фамилий и особых случаев.

Недопустимо тире «—» заменять дефисом «-».

В тексте и формулах (в том числе в индексах) латинские буквы набираются курсивом, а греческие и русские – прямым шрифтом.

Десятичные цифры в русскоязычных текстах набираются через запятую (0,5), а в англоязычных – через точку (0.25 вместо 0,25).

Рекомендации по набору формул

Формулы, структурные химические формулы и схемы располагаются по месту в тексте статьи.

Знаки *, ', $\pm$, одиночные буквы греческого алфавита, одиночные наклонные или полужирные буквы, одиночные переменные или обозначения, у которых есть только верхний или только нижний индекс, единицы измерения, цифры в тексте, а также простые математические или химические формулы (например, $a^2 + b^2 = c^2$, H_2SO_4) должны набираться в текстовом режиме **без использования редактора формул**.

Выносные математические формулы (оформляемые отдельной строкой) должны набираться с использованием редактора формул (Microsoft Equation). Набор формул из составных элементов, где часть формулы – таблица, часть – текст, часть – внедренная рамка, не допускается.

Для формул, набранных в редакторе формул, должны использоваться общие установки шрифтов, размера символов и их размещения. Их принудительное ручное изменение для отдельных символов или элементов формул не допускается!

Рекомендации по набору таблиц

Таблицы располагаются в тексте рукописи.

Таблицы нумеруются по порядку упоминания их в тексте арабскими цифрами. После номера должно следовать ее **название (на русском и на английском языке!)**.

Все графы в таблицах должны иметь заголовки и разделяться вертикальными линиями. В головке таблиц по возможности указываются буквенные обозначения параметров и их единицы измерения. Например: t , °C; V , об.%; HV, МПа и т.п.

Сокращения слов в таблицах не допускаются.

Создавайте таблицы, используя возможности MS Word (Таблица – Добавить таблицу) или MS Excel. Таблицы, набранные вручную с помощью пробелов или табуляций, не могут быть использованы.

Т а б л и ц а
Table

Данные микрорентгеноспектрального анализа различных участков покрытия
The data of micro-X-ray spectral analysis of various areas of coating

№ участка / No area	Химический элемент, ат. % / Chemical element, at. %				
	Ni	B	C	O	P
1	0.08	86.55	13.03	0.3	0.02
2	57.71	22.73	8.22	2.12	9.22
3	40.37	44.53	10.23	2	2.87
4	49.65	25.69	13.10	3.23	8.33
5	44.26	26.06	7.35	9.36	12.97

Сокращения и аббревиатуры

Следует избегать сокращений. Все имеющиеся в тексте сокращения должны быть расшифрованы, за исключением небольшого числа общеупотребительных.

Сокращения из нескольких слов разделяются пробелами (760 мм рт. ст.; т. пл.; пр. гр.), за исключением общеупотребительных (и т.д.; и т.п.; т.е.) и аббревиатур (РФА, КПД и т. п.).

Аббревиатуры или формулы химических соединений, употребляемые как прилагательные, пишутся через дефис: ИК-спектроскопия, ПЭ-пленка, ЖК-состояние, Na^+ -форма, ОН-группа, но группа ОН.

Размерности

Размерности отделяются от цифры пробелом (17,5 моль/ м^3 (17.5 mol/ м^3); 77 К; 58 Дж/моль (58 J/mol), 50 $\text{м}/\text{с}^2$, 20 °C, 50 %, 10 ‰), кроме угловых градусов (90°).

Точка после размерностей не ставится (с – секунда, г – грамм, сут – сутки, град – градус). В сложных размерностях обязательно указывается знак умножения ($\cdot$): Н·м/с или кг/(с·м·Па).

Для сложных размерностей допускается использование как отрицательных степеней: Дж·моль $^{-1}$ ·К $^{-1}$ или $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, так и скобок: Дж/(моль·К) или $\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$, если это облегчает их прочтение.

Главное условие – соблюдение единообразия одинаковых размерностей по статье.

При перечислении, а также в числовых интервалах размерность приводится лишь для последнего числа (10, 15 и 45 мин; от 18 до 20 мм; 30–40 Дж/моль), за исключением угловых градусов: 5°–10°, а не 5–10°.

Размерности переменных пишутся через запятую (E , Дж/моль или E , J/mol), а подлогарифмических величин – в квадратных скобках, без запятой: $\ln t$ [мин].

Точки и пробелы

Точка не ставится после названия статьи, списка авторов, списка организаций, заголовков и подзаголовков, названий таблиц и подрисуночных подписей.

Точка после сокращений не ставится в подстрочных индексах ($T_{\text{пл}}$ – температура плавления).

Ссылки на рисунки и таблицы набираются с пробелами (рис. 5, табл. 2).

Кавычки и скобки не отделяются пробелами от заключенных в них слов: (при 300 К), (а).

Между знаком номера или параграфа и числом должен быть пробел (№ 1; § 5.5).

Числа с буквами в обозначениях набирают без пробелов (IVd; 1.3.14a; рис. 1, а).

В географических координатах широты отделяются пробелами: 56,5 °С или 56,5 °N; 85,0 °В или 85,0 °E.

В географических названиях после точки ставится пробел: р. Енисей, г. Новосибирск.

Требования к иллюстрациям

Иллюстрации и подписи к ним располагаются в тексте рукописи.

Иллюстрации нумеруются по порядку упоминания их в тексте арабскими цифрами. В тексте должны быть ссылки на все рисунки.

Под каждым рисунком должна находиться соответствующая подрисуночная подпись (**на русском и на английском языке!**).

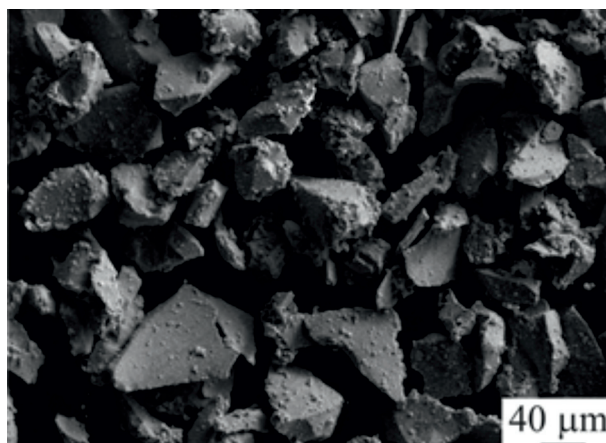


Рис. 1. Внешний вид частиц порошка $B_4C-Ni-P$

Fig. 1. The particles of $B_4C-Ni-P$ powder

Общие технические требования:

иллюстрации должны иметь размеры, соответствующие их информативности: 8–8,5 см (на одну колонку) либо 17–17,5 см (на две колонки);

надписи и обозначения на иллюстрациях могут меняться между русской и английской версиями при переводе, поэтому для фотографий желательно предоставить второй вариант без текста и всех обозначений, для остальных иллюстраций – располагать надписи на иллюстрации так, чтобы они не соприкасались ни с какими ее частями;

на фотографиях (например, структур) обязательно должны быть указаны размерные метки;

для надписей и обозначений используйте стандартные TrueType шрифты;

просьба не добавлять на задний план иллюстраций серый (цветной) фон или сетки;

графики и диаграммы желательно готовить в векторных графических редакторах:

- должны иметь разрешение не ниже 600 dpi;
- толщина линий должна быть не меньше 0,5 pt;

- векторные иллюстрации не должны содержать точечных закрасок, таких как «Noise» «Black&white noise» «Top noise»;

- для векторной графики все использованные шрифты должны быть включены в файл.

Штриховые иллюстрации и полутоновые иллюстрации:

- должны иметь разрешение не ниже 300 dpi;

комбинированные полутоновые/штриховые иллюстрации:

- должны иметь разрешение не ниже 600 dpi.

4. Выводы

Выводы по результатам работы, описанным в данной статье, должны быть лаконичным.

Список литературы

Список цитируемой литературы включает в себя источники, содержащие материалы, которые автор использовал при написании статьи, и оформляется по образцам, приведенным ниже. Состав литературных источников должен отражать состояние научных исследований в разных странах в рассматриваемой проблемной области.

Ссылки должны быть доступны научной общественности, поэтому приветствуется наличие DOI публикации.

Количество литературных ссылок должно быть не менее 20 с большей (более 50 %) долей зарубежных источников.

Ссылки в тексте даются в квадратных скобках, например, [1] или [2–5]. Нумерация источников должна соответствовать очередности ссылок на них в тексте.

Ссылки на авторефераты диссертаций, диссертации на соискание ученой степени допускаются при наличии их доступных электронных версий.

Ссылки на учебники, учебные пособия, монографии должны иметь подчиненное значение и составлять не более 10–15 %, поскольку малодоступны широкой научной общественности.

Ссылки на неопубликованные работы недопустимы.

Самоцитирование не должно превышать 15–17 %.

Если работа была издана и на русском, и на английском языке (или других), то в Списке литературы и в References лучше давать ссылку на переводную работу.

В связи с вхождением журнала в базы цитирования научных публикаций помимо традиционного списка литературы (ГОСТ 7.0.5-2008) необходим дополнительный список с переводом русскоязычных источников на латиницу и английский язык. Применяется транслитерация строго по системе BSI (см. <http://ru.translit.net/?account=bsi>).

Финансирование

Указать источник(и) финансирования исследования (при наличии таковых, например, грант), используя, к примеру, следующее: «Исследование выполнено при финансовой поддержке (финансовом обеспечении) ...».

Конфликт интересов

Указать наличие так называемого конфликта интересов, т. е. условий и фактов, способных повлиять на результаты исследования (например, финансирование от заинтересованных лиц и компаний, их участие в обсуждении результатов исследования, написании рукописи и т. д.). При отсутствии таковых использовать следующую формулировку: «Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов».

Выражение признательности

Предоставляется возможность выразить слова благодарности тем, чей вклад в исследование был недостаточен для признания их соавторами, но вместе с тем авторы статьи считают его значимым (консультации, техническая помощь, переводы и пр.).

Англоязычный блок статьи

Structure features of B₄C-Ni-P plasma coatings

(Заглавие статьи на английском языке. Название должно отражать основную идею выполненного исследования, быть по возможности кратким)

Elena Kornienko^{1, a, *}, Viktor Kuz'min^{2, b}, Alexander Sivkov^{3, c}

(Полный список авторов с указанием ФИО. Полностью должны быть написаны Имя и Фамилия автора (ов))

¹ Novosibirsk State Technical University, 20 Prospekt K. Marksa, Novosibirsk, 630073, Russian Federation

² Khristianovich Institute of Theoretical and Applied Mechanics SB RAS, 4/1 Institutskaya str., Novosibirsk, 630090, Russian Federation

³ National Research Tomsk Polytechnic University, 30 Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russian Federation

(Полное название организации для каждого из авторов с указанием улицы, номера дома, города, почтового индекса и страны)

^a  <http://orcid.org/0000-0002-5874-5422>,  kornienko_ee@mail.ru, ^b  <http://orcid.org/0000-0002-9951-7821>,  vikuzmin57@mail.ru,

^c  <http://orcid.org/0000-0002-7685-5502>,  SivkovAA@mail.ru

(Для каждого из авторов ОБЯЗАТЕЛЬНО указывается его уникальный идентификационный код ORCID (Open Researcher and Contributor ID) и электронная почта. Если отсутствует ORCID, то необходимо пройти по ссылке <https://orcid.org/> и зарегистрироваться в системе. После регистрации необходимо отредактировать свои персональные данные и список публикаций.)

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 1 June 2017 (Дата поступления работы в редакцию. Важно: Работа должна поступить не позже чем за 3 месяца до официального выхода номера в свет согласно графику. В исключительных случаях, по согласованию с редакцией журнала, срок приема статьи в ближайший номер может быть продлен, но не более чем на две недели.)

Revised: (Дата указывается редакцией)

Accepted: (Дата указывается редакцией)

Available online: (Дата указывается редакцией)

Keywords:

Plasma spraying

Boron carbide

B₄C-Ni-P

Coating

(Ключевые слова (не более 15 слов и сочетаний))

ABSTRACT

Аннотация к статье **на английском языке** должна быть информативной (не содержать общих слов); оригинальной; содержательной (отражать основное содержание статьи и результаты исследований); **структурированной** (следовать логике описания результатов в статье). Объем аннотации (реферата) должен быть **не менее 250 слов**. Аннотация должна включать следующие аспекты содержания статьи: обоснование, предмет, цель работы; метод или методологию проведения работы; результаты работы; область применения результатов; выводы.

For citation: Kornienko E.E., Kuz'min V.I., Sivkov A.A. Structure Features of B₄C-Ni-P Plasma Coatings. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2017. no. 3 (76), pp. 30–50. doi: 10.17212/1994-6309-2017-3-30-50. (in Russian)

(Авторами указывается примерная ссылка на будущую работу в данном журнале. Редакция оставляет за собой право осуществлять редактирование данного пункта)

* Corresponding author

Kornienko Elena E., Ph.D. (Engineering), Associate Professor

Novosibirsk State Technical University,

20 Prospekt K. Marksa,

630073, Novosibirsk, Russian Federation

Tel.: 8 (383) 346-11-71, e-mail: kornienko_ee@mail.ru

(Указывается полностью ФИО, степень, звание, должность и место работы автора для переписки. Также в обязательном порядке должны быть представлены адрес, телефон и его электронная почта!)

References

(Список используемой литературы на английском языке подготавливается согласно правилам, представленным на сайте журнала)

Funding (Финансирование)

Указать источник(и) финансирования исследования (при наличии таковых, например, грант), используя, к примеру, следующее: «Исследование выполнено при финансовой поддержке (финансовом обеспечении) ...».

Conflicts of Interest (Конфликт интересов)

(Указать наличие так называемого конфликта интересов, то есть условий и фактов, способных повлиять на результаты исследования (например, финансирование от заинтересованных лиц и компаний, их участие в обсуждении результатов исследования, написании рукописи и т. д.). При отсутствии таковых использовать следующую формулировку: «The author declare no conflict of interest».)

Acknowledgements (Выражение признательности)

(Предоставляется возможность выразить слова благодарности тем, чей вклад в исследование был недостаточен для признания их соавторами, но вместе с тем считается авторами значимым (консультации, техническая помощь, переводы и пр.).

Сведения для РИНЦ

Раздел МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

(Авторами указывается примерный раздел, в котором будет опубликована работа в данном журнале. Редакция оставляет за собой право осуществлять редактирование данного пункта.)

¹Корниенко Елена Евгеньевна, ²Кузьмин Виктор Иванович, ³Сивков Александр Анатольевич

¹Новосибирский государственный технический университет,
пр. К. Маркса, 20, г. Новосибирск, 630073, Россия

²Институт теоретической и прикладной механики им. С.А. Христиановича СО РАН,
ул. Институтская, 4/1, г. Новосибирск, 630090, Россия

³Томский политехнический университет,
проспект Ленина, 30, г. Томск, 634050, Россия

Корниенко Е.Е. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-5874-5422>, e-mail: kornienko_ee@mail.ru

Кузьмин В.И. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-9951-7821>, e-mail: vikuzmin57@mail.ru

Сивков А.А. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7685-5502>, e-mail: SivkovAA@mail.ru

Структурные особенности плазменных покрытий В₄С-Ni-P

Аннотация

Аннотация к статье должна быть информативной (не содержать общих слов); оригинальной; содержательной (отражать основное содержание статьи и результаты исследований); структурированной (следовать логике описания результатов в статье). Объем аннотации (реферата) должен быть 200...250 слов). Аннотация должна включать следующие аспекты содержания статьи: обоснование, предмет, цель работы; метод или методологию проведения работы; результаты работы; область применения результатов; выводы.

УДК 621.793.71

Ключевые слова:

плазменное напыление, карбид бора, В₄С-Ni-P, покрытие.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бор в ядерной технике / В.Д. Рисованный, А.В. Захаров, Е.П. Клочков, Т.М. Гусева. – Димитровград: ОАО «ГНЦ НИИАР», 2011. – 668 с. ISBN 5-9483-016-7.

2. Fabrication and Tribological Evaluation of Vacuum Plasma-Sprayed В₄С / Н. Zhu, Y. Niu, C. Lin, L. Huang, H. Ji, X. Zheng // Coating Journal of Thermal Spray Technology. – 2012. – Vol. 21. – Iss. 6. – P. 1216-1223. – doi: 10.1007/s11666-012-9815-5.

(Список литературы оформлять в соответствии с ГОСТ Р 7.05-2008 «Библиографическая ссылка». Количество литературных ссылок должно быть не менее 20 с большей (более 50 %) долей зарубежных источников.)

Финансирование статьи:

Работа выполнена в рамках программы повышения конкурентоспособности ТПУ среди ведущих мировых исследовательских центров.

Дата поступления: 01.06.2017 *(Дата поступления работы в редакцию. Важно: Работа должна поступить не позже чем за 3 месяца до официального выхода номера в свет согласно графику. В исключительных случаях, по согласованию с редакцией журнала, срок приема статьи в ближайший номер может быть продлен, но не более чем на две недели.)*

Раздел **MATERIAL SCIENCE**

(Авторами указывается примерный раздел, в котором будет опубликована работа в данном журнале. Редакция оставляет за собой право осуществлять редактирование данного пункта.)

¹ Kornienko Elena E., ² Kuz'min Viktor I., ³ Sivkov Alexander A.

¹ Novosibirsk State Technical University, 20 Prospekt K. Marksa, Novosibirsk, 630073, Russian Federation

² Khristianovich Institute of Theoretical and Applied Mechanics SB RAS, 4/1 Institutskaya str., Novosibirsk, 630090, Russian Federation

³ National Research Tomsk Polytechnic University, 30 Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russian Federation

Kornienko E.E. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-5874-5422>, e-mail: kornienko_ee@mail.ru

Kuz'min V.I. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-9951-7821>, e-mail: vikuzmin57@mail.ru

Sivkov A.A. ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7685-5502>, e-mail: SivkovAA@mail.ru.

Structure features of B₄C-Ni-P plasma coatings

Аннотация к статье **на английском языке** должна быть информативной (не содержать общих слов); оригинальной; содержательной (отражать основное содержание статьи и результаты исследований); **структурированной** (следовать логике описания результатов в статье). Объем аннотации (реферата) должен быть не **менее 250 слов**). Аннотация должна включать в себя следующие аспекты содержания статьи: обоснование, предмет, цель работы; метод или методологию проведения работы; результаты работы; область применения результатов; выводы.

Keywords:

Plasma spraying, Boron carbide, B₄C-Ni-P, Coating

МАТЕРИАЛЫ СОУЧРЕДИТЕЛЕЙ

Внимание, инженеры и технические специалисты, занимающиеся проектированием, эксплуатацией, наладкой электроавтоматики металлорежущих и металлообрабатывающих станков, а также студенты и аспиранты профильных специальностей вузов, соучредитель журнала «ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ (технология · оборудование · инструменты)» ООО Научно-производственная коммерческая фирма «МАШСЕРВИСПРИБОР» готова предоставить свои страницы под рубрику «**Системы автоматики металлорежущих и металлообрабатывающих станков**».

В представляемых для данной рубрики статьях должны быть изложены проблемы и их решения в рамках следующих тем:

- системы ЧПУ;
- станочные электроприводы;
- датчики и элементы станочной электроавтоматики;
- модернизация систем автоматики и электроприводов;
- импортозамещение;
- автоматизация разработки технологических программ для станков с ЧПУ.

Преимуществом публикации будут пользоваться статьи, где отражены разработка и производство отечественных систем и элементов электроавтоматики, а также темы, посвященные импортозамещению. Для авторов статей под указанной выше рубрикой публикация является бесплатной.

Важно! Работа должна поступить не позднее, чем за 3 месяца до официального выхода номера в свет согласно графику. В исключительных случаях по согласованию с редакцией журнала срок приема статьи в ближайший номер может быть продлен, но не более чем на две недели. Перед отправкой рукописи в редакцию настоятельно рекомендуется авторам проверить свою статью с помощью системы **Антиплагиат**. Допустимый процент заимствования текста из других источников составляет 5–10 %. Объем материалов рубрики в одном выпуске журнала не должен превышать трех печатных страниц журнала (15 000 знаков без пробелов).

Материалы для публикации принимаются ООО Научно-производственной коммерческой фирмой «МАШСЕРВИСПРИБОР» (e-mail: mssp@chpu.ru). Рукопись статьи готовится в соответствии с [правилами оформления](https://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules) (https://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules) в редакторе MS Word и прикрепляется в формате *.doc, *.docx.

Внимание авторов! Материалы, поступившие от лица ООО Научно-производственной коммерческой фирмы «МАШСЕРВИСПРИБОР», не индексируются в Национальной библиографической базе данных научного цитирования РИНЦ – метаданные статей не подаются в научную электронную библиотеку eLIBRARY.RU. Кроме того, метаданные указанных материалов соучредителя не отправляются в международную базу *Web of Science*.

Для опубликования материалов в основных рубриках журнала «ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ (технология · оборудование · инструменты)», индексируемых в РИНЦ и Web of Science, необходимо следовать правилам оформления и правилам подачи статей, представленных на сайте научного издания https://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov .

Напоминаем, что в журнале публикуются в основном результаты оригинальных фундаментальных, прикладных и поисковых научных исследований и аспирантских работ. Значительное внимание уделяется публикациям обзорных, проблемных и дискуссионных работ по актуальным вопросам машиностроения и современной металлургии и материаловедения. В ВАК журнал «ОМ» зарегистрирован по следующим научным специальностям: 1. 05.02.07 – Технология и оборудование механической и физико-технической обработки, 05.02.08 – Технология машиностроения, 05.02.10 – Сварка, родственные процессы и технологии, 05.02.13 – Машины, агрегаты и процессы (по отраслям) (в рамках группы научной специальности 05.02.00 – Машиностроение и машиноведение); 2. 05.16.01 – Металловедение и термическая обработка металлов и сплавов, 05.16.06 – Порошковая металлургия и композиционные материалы, 05.16.08 – Нанотехнологии и наноматериалы (по отраслям), 05.16.09 – Материаловедение (по отраслям) – (в рамках группы научной специальности

05.16.00 – Металлургия и материаловедение). **Издание имеет право опубликовать научные работы только в рамках указанных специальностей!**

В связи с тем что журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» принимает оригинальные научные статьи в формате *Full Article* – стандартный формат для завершенных научных исследований, объем основного текста работы должен составлять не менее 18–20 страниц машинописного текста через 1,5 интервала) (учитывается основная часть статьи, без списков литературы). В случае, когда работа заявляется как обзорная, объем должен быть увеличен до 30 страниц. **Научная статья должна иметь структуру *IMRAD* (*Introduction, Methods, Results And Discussion*):** • Введение (*Introduction*); • Методы / Методика исследований (*Methods*); • Результаты (*Results*); • Обсуждение (*Discussion*); • Заключение (*Conclusion*).

Порядок подачи статьи в редакцию представлен на странице: https://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/how_to.

Для того чтобы подать статью, **автор (все соавторы)** должен быть зарегистрирован на сайте журнала. Автор (один из соавторов) в своем кабинете выбирает в меню пункт «Подать статью» и вводит все необходимые данные. Своих соавторов при этом он выбирает из списка зарегистрированных пользователей.

Рукопись статьи готовится в соответствии с **правилами оформления** (https://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov/rules) в редакторе MS Word и прикрепляется в формате *.doc, *.docx. При оформлении своей работы рекомендуется воспользоваться шаблоном, представленным на сайте журнала: https://journals.nstu.ru/files/2_4/file/Shablon_oformleniya_OM_2020.docx.

Сканированный лицензионный договор с подписями авторов и экспертное заключение (**цветной режим сканирования, разрешение не менее 600 dpi**) необходимо также прикрепить на сайте журнала в разделе «Подать статью» в формате *.pdf, *.jpg, *.jpeg.

По окончании всех работ обязательно **нажать кнопку «Отправить в редакцию»**.

Одновременно со статьей высылается оригинал экспертного заключения о возможности открытого опубликования статьи на почтовый адрес редакции: 630073, г. Новосибирск, пр-т Карла Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, ком. 137ВЦ, зам. гл. редактора Скиба В.Ю.

При принятии рукописи к печати дополнительно на почтовый адрес редакции высылается **авторский лицензионный договор**.

Все рукописи рецензируются. Плата за публикацию рукописей не взимается.

Соучредители журнала
«ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ (технология • оборудование • инструменты)»

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

ТЕХНОЛОГИЯ ОБОРУДОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТЫ

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

«Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» – рецензируемый научно-технический и производственный журнал, издающийся с 1999 года с периодичностью 4 раза в год.

В журнале публикуются в основном результаты оригинальных фундаментальных, прикладных и поисковых научных исследований и аспирантских работ. Значительное внимание уделяется публикациям обзорных, проблемных и дискуссионных работ по актуальным вопросам машиностроения, материаловедения и современной металлургии. Научно-технические статьи, направленные в адрес журнала, проходят рецензирование и редактирование. **Публикация статей бесплатная.**

Журнал предназначен для профессорско-преподавательского состава и научных работников высших учебных заведений и научно-исследовательских институтов, инженерно-технических работников производственных предприятий и проектных организаций.

Присутствуют разделы: «Технология», «Оборудование», «Инструменты», «Материаловедение», «Научно-техническая информация» и др.



В 2017 году журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» вошел в индекс цитирования *Emerging Sources Citation Index (ESCI)* базы *Web of Science*. Журналы, представленные в индексе цитирования *ESCI*, отвечают большинству базовых критериев *Core Collection* и расцениваются компанией *Clarivate Analytics* как наиболее влиятельные и востребованные издания, имеющие большую вероятность высокого научного интереса.



Полный текст журнала «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» можно найти в базах данных компании EBSCO Publishing на платформе EBSCOhost. EBSCO Publishing является ведущим мировым агрегатором научных и популярных изданий, а также электронных и аудиокниг.



Журнал входит в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук».

Правила представления статей для публикации и другая информация о журнале размещены на сайте научного издания:



http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



630073, г. Новосибирск, проспект К. Маркса, 20, корп. 5, к. 137 ВЦ



+7 (383) 346-17-75



metal_working@mail.ru
metal_working@corp.nstu.ru

Свидетельство о регистрации СМИ ПИ № ФС77-80400 от 01 марта 2021 г.

Print ISSN: 1994-6309 Online ISSN: 2541-819X

Индекс журнала в каталоге агентства «Роспечать» – 70590



НОВОСИБИРСК

РАСПРОСТРАНЕНИЕ

Структура распространения:

- по подписке (Индекс в каталоге агентства «Роспечать» – 70590);
- адресная почтовая рассылка авторам статей, по промышленным предприятиям, научным и учебным заведениям России;
- на выставках, конференциях.

Регионы распространения:

- Сибирь, Алтай, Дальний Восток – 60 %;
- Урал, Европейская часть РФ – 40 %.

Структура читательской аудитории

Преподаватели учебных заведений и научные сотрудники	64 %
Руководители (инжиниринговых предприятий, фирм-разработчиков и др.)	8 %
Ведущие специалисты предприятий (главные инженеры, технологи, конструкторы и т.д.)	11 %
Инженерно-технический состав предприятий и организаций	17 %

С 2015 г. опубликованным в журнале статьям присваивается цифровой идентификатор - *Digital Object Identifier (DOI)*. Метаданные каждой работы обязательно регистрируются в международном реестре научно-информационных материалов *CrossRef*.

Журнал индексируется в зарубежных базах данных и агрегаторах:

- Emerging Sources Citation Index (ESCI) Web of Science Core Collection;
- EBSCO (core) в базе «Applied Science & Technology Source Ultimate»;
- Ulrich's Periodicals Directory;
- ICI Journals Master List
- WorldCat;
- The European Library;
- AcademicKeys;
- Research Bible.

Журнал представлен:

- сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov;
- база данных eLibrary.ru, журнал индексируется в Российском индексе научного цитирования (РИНЦ);
- реферативный журнал и база данных ВИНТИ;

- электронно-библиотечная система издательства «ЛАНЬ»;
- национальный цифровой ресурс «РУКОНТ».

График выхода журнала в течение текущего года

Номер	Выход (число, месяц)
1	15.03
2	15.06
3	15.09
4	15.12

Адрес редакции журнала:

630073, г. Новосибирск, проспект К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, к. 137 ВЦ, зам. гл. редактора – В. Ю. Скиба.



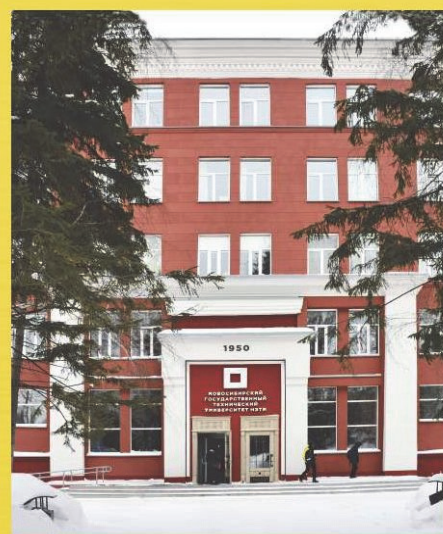
http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



+7 (383) 346-17-75



metal_working@mail.ru
metal_working@corp.nstu.ru



МЕРОПРИЯТИЯ

С 2014 г. научно-технический и производственный журнал «Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)» является организатором ежегодной (третья декада марта) Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы в машиностроении»/ «Actual Problems in Machine Building» совместно с «ИТЕ Сибирь» в рамках Международной выставки оборудования для металлообработки и сварки MasheX Siberia. По результатам конференции издается сборник материалов конференции.

Тематика работы конференции:

- Инновационные технологии в машиностроении
- Технологическое оборудование, оснастка и инструменты
- Материаловедение в машиностроении
- Экономика и организация инновационных процессов в машиностроении



Официальный сайт конференции:



<http://machine-building.conf.nstu.ru/>