

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

Том 21, Номер 3

ИЮЛЬ – СЕНТЯБРЬ 2019

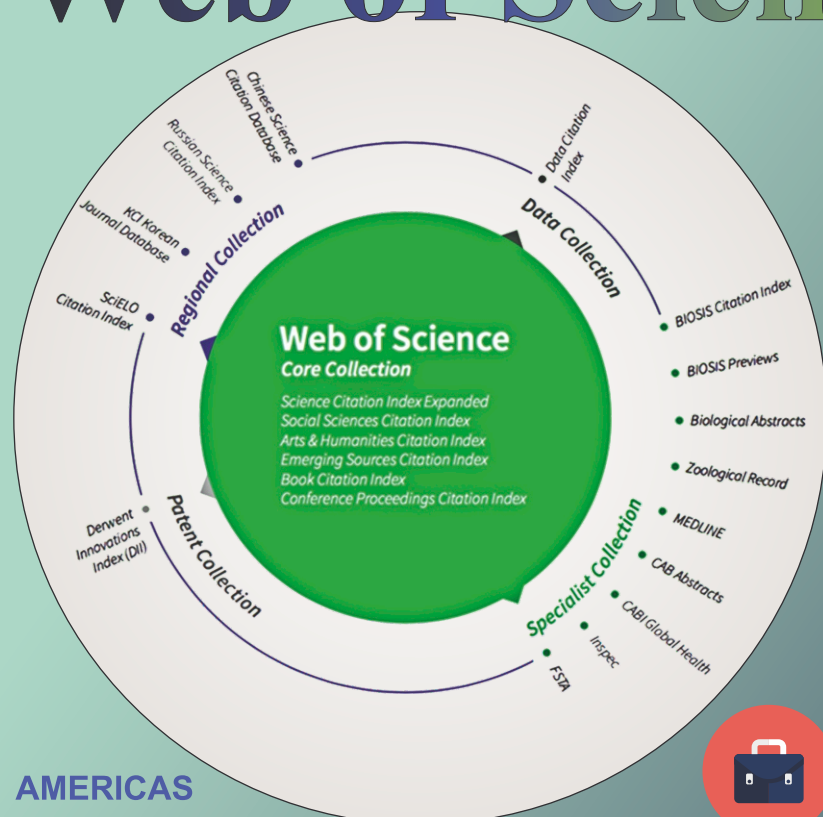
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ

**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 21 № 3 2019 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 Мореира 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

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: **Анисименко Г.Е.**, директор производственно-технической фирмы «Сигма-инструмент», г. Новосибирск, **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 РАЕ, 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, с.н.с., ИФМ УрО РАН, г. Екатеринбург, **Овчаренко А.Г.**, доктор техн. наук, профессор, БТИ АлтГТУ, г. Бийск, **Рахимьянов Х.М.**, доктор техн. наук, профессор, НГТУ, г. Новосибирск, **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

ОАО НПО и ЭИ «Оргстанкинпром»
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 05.04.2006 г. Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия. Свидетельство о регистрации ПИ № ФС77-23961

Индекс: **70590** («РОСПЕЧАТЬ»)

Адрес редакции:

630073, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, 20, Новосибирский государственный технический университет (НГТУ), корп. 5, к. 137ВЦ, Скиба В.Ю.

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

Некрасов Р.Ю., Темпель Ю.А. Концептуальная модель управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ.....	6
Еремейкин П.А., Жаргалова А.Д., Гаврюшин С.С. Проблема технологических деформаций при фрезерной обработке тонкостенных заготовок.....	17
Михалев О.Н., Янюшкин А.С. Модуль интеллектуальной обработки САМ-системы.....	28

ОБОРУДОВАНИЕ. ИНСТРУМЕНТЫ

Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Влияние вибраций на траектории формообразующих движений инструмента при точении.....	42
---	----

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Удалов А.В., Удалов А.А. Исследование изменения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали в процессе ротационной вытяжки с утонением стенки.....	59
Амиров А.И., Утяганова В.Р., Белобородов В.А., Елисеев А.А. Особенности формирования сварного соединения сплава ВТ1-0 сваркой трением с перемешиванием с использованием температуростойких инструментов.....	72
Воронцов А.В., Елисеев А.А., Осипович К.С., Савченко Н.Л. Лазерная сварка с ультразвуковым воздействием алюминиево-магниевого сплава АМг5.....	83
Ингеманссон А.Р., Бондарев А.А. Определение теплопроводности твердосплавного режущего инструмента с многослойными износостойкими покрытиями.....	97
Венедиктов А.Н., Овсянников В.Е., Венедиктов Н.Л. Определение эффективного коэффициента диффузии вакансий в ультрадисперсном электролитическом железе и его влияние на режимы термической обработки.....	106
Батаев А.А., Батаев И.А., Никулина А.А., Попелюх А.И., Балаганский И.А., Плотникова Н.В. Структурные преобразования углеродистых ферритно-перлитных сталей в условиях высокоскоростного нагружения.....	115
Ефимович И.А., Золотухин И.С., Завьялов Е.С. Температурный коэффициент линейного расширения вольфрамокобальтовых твердых сплавов.....	129

МАТЕРИАЛЫ РЕДАКЦИИ

Рекомендации по написанию научной статьи	141
Подготовка аннотации	146
Правила для авторов	149

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 10.09.2019. Выход в свет 13.09.2019. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Усл. печ.л. 19,5. Уч.-изд. л. 36,27. Изд. № 175. Заказ 1244. 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 21 No.3 2019 **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 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:

Gennadiy E. Anisimenko, Director,
Scientific and Production company “Sigma-instrument”, *Novosibirsk*;

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), Senior Researcher,
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*;

Kharis M. Rakhimyanov, D.Sc. (Engineering), Professor,
Novosibirsk State Technical University, *Novosibirsk*;

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

Nekrasov R.Y., Tempel Ju.A. Conceptual Model for Controlling the Geometric Precision of Parts Processed on CNC Machines.....	6
Eremeykin P.A., Zhargalova A.D., Gavriushin S.S. Problem of Technological Deformations of Thin-Walled Workpieces During Milling.....	17
Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. CAM–Systems Intelligent Processing Module.....	28

EQUIPMENT. INSTRUMENTS

Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. The Influence of the Vibration on the Tool Shape-Generating Trajectories when Turning.....	42
--	----

MATERIAL SCIENCE

Udalov A.V., Udalov A.A. Investigation of Changes in the Resistance to Deformation of Low-Carbon Steel in the Process of Flow Forming.....	59
Amirov A.I., Utyaganova V.R., Beloborodov V.A., Eliseev A.A. Formation Features of a Welding Joint of Alloy Grade2 by the Friction Stir Welding using Temperature Resistant Tools.....	72
Vorontsov A.V., Eliseev A.A., Osipovich K.S., Savchenko N.L. Ultrasonic Laser Welding of AA5083 Aluminum-Magnesium Alloy.....	83
Ingemansson A.R., Bondarev A.A. Definition of Thermal Conductivity of Cemented Carbide Cutting Tools with Multilayer Wear-Resistant Coatings.....	97
Venediktov A.N., Ovsyannikov V.E., Venediktov N.L. Determination of the Effective Diffusion Coefficient of Vacancies in Ultradispersed Electrolytic Iron and its Effect on Heat Treatment Conditions.....	106
Bataev A.A., Bataev I.A., Nikulina A.A., Popelyukh A.I., Balagansky I.A., Plotnikova N.V. Structural Transformations of Carbon Ferritic-Pearlitic Steels under Conditions of High-Speed Loading.....	115
Efimovich I.A., Zolotukhin I.S., Zav'yalov E.S. Thermal Coefficient of Linear Expansion of Tungsten-Cobalt Cemented Carbide.....	129

EDITORIAL MATERIALS

Guidelines for Writing a Scientific Paper	141
Abstract requirements	146
Rules for authors	149



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

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



Концептуальная модель управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ

Роман Некрасов^а, Юлия Темпель^{б, *}

Тюменский индустриальный университет, ул. Володарского, 38, г. Тюмень, 625000, Россия

^а <https://orcid.org/0000-0001-7594-6114>, Nekrasovrj@tyuiu.ru, ^б <https://orcid.org/0000-0001-7392-0412>, Tempeljulia@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.9.08, 621.9.015

История статьи:

Поступила: 25 апреля 2019
Рецензирование: 21 мая 2019
Принята к печати: 15 июля 2019
Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Машиностроение
Механическая обработка
Технологическая система
Станок с ЧПУ
Погрешность металлообработки
Качество деталей
Надежность
Геометрическая точность
Математическое моделирование
Конечно-элементное моделирование
Силы резания

АННОТАЦИЯ

Введение. Комплексная автоматизация производственных процессов – главное достижение научно-технического прогресса. Создание и использование гибких производственных модулей и комплексов производства для материалообработки резанием приводит к приобретению и массовому использованию станков с числовым программным управлением (ЧПУ). Одновременно с этим наблюдается тенденция устаревания станочного фонда предприятий и снижения первоначального качества данного оборудования, в связи с чем актуальной является задача обеспечения и повышения качества выпускаемых изделий с одновременным снижением их себестоимости. **Цель работы** – повышение результативности технологических процессов при токарной обработке на станках с числовым программным управлением за счет математического и конечно-элементного моделирования. В работе исследовано напряженно-деформированное состояние детали в программном продукте *SolidWorks Simulation* от воздействия сил резания, и на основе математического моделирования произведен учет деформационных отклонений, получена трансформируемая CAD-модель заготовки, а также по данной модели разработана управляющая программа для станка с ЧПУ. При выполнении работы использованы следующие **методы исследования**: методы вычислительной математики, математического моделирования, матричного анализа, статистической обработки результатов экспериментов. Экспериментальные исследования проводились с использованием CAD/CAM системы *SolidWorks Simulation*, токарного центра SMTCL CAK50135, координатно-измерительной машины. В статье представлен способ управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ, основанный на математическом и конечно-элементном моделировании. Контроль геометрии деталей производится по CAD-модели, которая характеризует эталонную деталь. **Результаты и обсуждения.** При обработке двух партий заготовок, первая из которых обрабатывалась по традиционному способу, вторая – по предлагаемому, и определении надежности технологической операции было замечено, что поле рассеивания действительных значений и среднее квадратическое отклонение уменьшились по предлагаемому способу, что говорит о подтверждении его результативности, так как существенно снизился процент вероятностного брака. Причем разработанная модель управления геометрической точностью деталей, основанная на математическом и конечно-элементном моделировании, способствует сокращению основного технологического времени обработки путем исключения дополнительных уточняющих проходов режущего инструмента.

Для цитирования: Некрасов Р.Ю., Темпель Ю.А. Концептуальная модель управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 6–16. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-6-16.

Введение

Применение в машиностроительном производстве станков с числовым программным управлением приобретает широкое распространение. Обеспечение высокого качества производственных процессов, в частности технологи-

ческих процессов и управляющих программ, с одновременным снижением затрат труда и времени на подготовительные работы и их реализацию – одна из главных задач и условий эффективной и рациональной эксплуатации станков с ЧПУ в промышленности.

К основным характеристикам и преимуществам программирования обработки деталей на станках с ЧПУ относятся: сокращение сроков подготовки производства, обеспечение сокращения материальных средств на проектирование и

*Адрес для переписки

Темпель Юлия Александровна, ассистент
Тюменский индустриальный университет,
ул. Володарского, 38,
625000, г. Тюмень, Россия
Тел.: +7 (902) 813-51-17, e-mail: Tempeljulia@mail.ru

изготовление технологического оснащения, повышение производительности труда за счет сокращения вспомогательного и основного времени обработки на станке.

Однако несмотря на то, что оборудование, оснащенное системами с ЧПУ, обладает высокими техническими возможностями, точность обработки не всегда соответствует установленным требованиям. В связи с вышесказанным тема исследования, несомненно, является актуальной и имеет практическую значимость, как одно из приоритетных направлений деятельности машиностроительных предприятий.

Многие работы [1–17] исследователей и ученых в рассматриваемой области научного познания стремятся решить обусловленную проблему различными методологическими подходами, однако цель их исследований остается одинаковой – обеспечение высокого технического уровня качества изделий, а также снижение трудоемкости и длительности производственных процессов.

Вопросы оптимизации процесса резания, повышения точности обработки и качества выпускаемой продукции машиностроения рассматривали многие ученые, среди которых Ю.А. Розенберг, Т.Н. Лоладзе, А.Д. Макаров, Н.Н. Зорев, А.С. Верещака, Е.В. Артамонов, М.Х. Утешев, Ю.И. Некрасов, В.И. Жиганов, Л.К. Генералов, А.А. Маталин, В.Э. Пуш, Д.Н. Решетов, Р. Пигерт и многие другие.

Научная деятельность перечисленных авторов [1–5, 17–19] в основном связана с задачами повышения стойкости и работоспособности режущего инструмента, оптимизации режимов резания, оценки погрешностей и их коррекции в процессе материалобработки, увеличения жесткости технологической системы и балансировки, исследования влияния узлов станков на точность обработки и др.

Анализ источников научной литературы и патентный поиск показали, что недостатками известных способов и устройств в области повышения качества и геометрической точности обработки деталей на станках с ЧПУ являются сложность их реализации и необходимость оснащения станков с ЧПУ адаптивной системой управления.

Цель работы – повышение результативности технологических процессов при токарной об-

работке на станках с числовым программным управлением за счет математического и конечно-элементного моделирования.

Задачи исследования: разработка математической модели формообразования поверхности детали; разработка способа управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ.

Методика исследований

В связи с представленными заключениями об имеющихся способах управления и обеспечения точности деталей при их обработке на станках с ЧПУ предлагается способ, который заключается в трансформации CAD-модели детали непосредственно до металлообработки и разработки управляющей программы с учетом выявленных деформационных отклонений, возникающих от сил резания, посредством компьютерного и математического моделирования и метода конечных элементов.

Использование методологических основ планирования эмпирических исследований позволило минимизировать число необходимых измерительных операций в зависимости от заданной степени точности результатов измерений. Эксперимент включал в себя несколько этапов с учетом некоторых ограничений.

Объектом исследования является деталь – ступенчатый вал.

В результате эксперимента определяются:

- действительный размер обработанной поверхности детали;
- разброс значений случайной величины;
- основные математические характеристики оценки точности технологической операции: математическое ожидание и среднее квадратическое отклонение.

Алгоритм проведения экспериментального исследования показан на рис. 1.

Алгоритм включает в себя блоки условий проверки достаточности данных, а также следующие пять блоков: 1 – ввод исходных данных; 2 – блок расчетов (в том числе 2.1 – выбор исследуемых факторов, влияющих на точность металлообработки, и определение схемы базирования и закрепления заготовки; 2.2 – расчет фактической скорости резания при точении цилиндрической поверхности; 2.3 – определе-

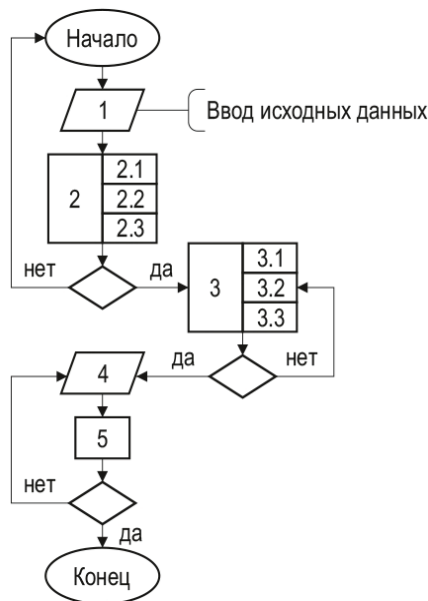


Рис. 1. Алгоритм проведения экспериментального исследования

Fig. 1. Algorithm for conducting experimental research

ние составляющих сил резания, возникающих в процессе точения); 3 – построение расчетной модели в CAD-системе (в том числе 3.1 – определение типов конечных элементов; 3.2 – определение свойств материала: модуля упругости, коэффициента Пуассона, плотности; 3.3 – определение геометрии расчетной модели); 4 – приложение нагрузок и получение решения; 5 – учет деформационных отклонений.

Исходные данные для расчета и проведения эксперимента представлены в таблице.

Блок расчетов на рис. 1 обозначен цифрой 2, включает в себя определение скорости резания. Скорость резания V при наружном продольном и поперечном точении и растачивании рассчитывают по эмпирической формуле (в соответствии со справочными данными) [24]

$$V = \frac{C_v}{T^{m_t} S^y} K_v = \frac{350}{45^{0,2} \cdot 2,5^{0,15} \cdot 0,4^{0,45}} \cdot 0,69 = 135 \text{ м/мин.} \quad (1)$$

Для следующего этапа – конечно-элементного моделирования – определяем составляющие силы резания, которые возникают в процессе точения цилиндрической поверхности детали. При наружном продольном точении эти составляющие рассчитываются по следующей

формуле (в соответствии со справочными данными) [24]:

$$P_{z,x,y} = 10 C_p t^x S^y V^n K_p = P_{z,y,x} = 10 \cdot 300 / 243 / 33 \cdot 9 \cdot 2,5^{1,0/0,9/1,0} \times \times 0,4^{0,75/0,6/0,5} \cdot 135^{-0,15/-0,3/-0,4} \times \times 1,44 / 1,83 / 1,83 = 2798 / 1392 / 1392 \text{ Н.} \quad (2)$$

Кроме того, для конечно-элементного анализа необходимо знать свойства материала исследуемого объекта. Качественная сталь марки Сталь 40Х (ГОСТ 4543–71) предназначена для производства деталей, от которых требуется повышенная прочность для долговечности и повышенного срока службы.

Химические и механические свойства стали марки 40Х – по ГОСТ 4543–71.

Для конечно-элементного моделирования воздействия составляющих силы резания на объект, который подлежит металлообработке, использовалась программа SolidWorks Simulation.

Результаты и их обсуждение

При исследовании была произведена обработка двух партий деталей, состоящих из двадцати штук, на токарном центре SMTCL CAK50135.

В процессе подготовки управляющей программы для станков с ЧПУ деталь рассматривается в системе станок–приспособление–инструмент–деталь. Заготовка устанавливается на станке с помощью приспособления, которое фиксирует положение будущей детали относительно начального положения рабочих органов станка, определяющих и положение режущего инструмента. Траектория режущего инструмента строится относительно контура детали, а затем преобразуется в движение соответствующих рабочих органов станка. Для этого используются системы координат детали и инструмента.

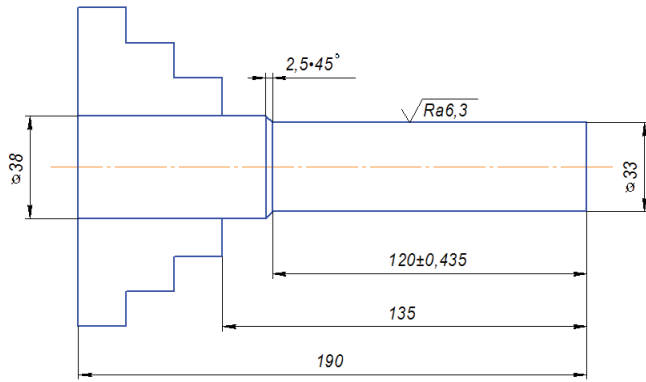
Связь систем координат детали ($X_d Y_d Z_d$) и инструмента ($X_n Y_n Z_n$) при токарной обработке представлена на рис. 2.

Для построения математической модели формообразования поверхности с помощью производящей кромки резца необходимо описать ее в системе координат ($X_n Y_n Z_n$), которая связана

Исходные данные для расчета

Initial data for calculation

Поправочные коэффициенты	C_v	x	y	m	C_p	K_p	K_v
	350	0,15	0,45	0,2	300/243/339	1,44/1,83/1,83	0,69
Справочные данные	T			t		S	
	45 мин			2,5 мм		0,4 мм/об	
Материал и вид детали	Вал из стали марки – Сталь 40Х (ГОСТ 4543-71). Диаметр детали, в миллиметрах, с квалитетом точности– 33h14, длина – 120 мм						
Вид обработки	Однократное черновое точение						
Материал и геометрия режущего инструмента	Проходной резец Т15К6 ГОСТ 18878–73 с размером державки 16×25 и следующими геометрическими элементами резца: главный угол в плане $\varphi = 45^\circ$; передний угол $\gamma = 0^\circ$; угол наклона главного лезвия $\lambda = 0^\circ$						
Исследуемые факторы, влияющие на точность обработки	Силы резания						
Схема базирования и закрепления заготовки	Заготовка, закрепленная в токарном патроне без заднего центра, представлена на рисунке						



Примечание: C_v – значение коэффициента скорости резания при наружном продольном точении проходным резцом Т15К6 ГОСТ 18882–73 с размером державки 16×25; x – показатель степени глубины резания инструмента; y – показатель степени подачи инструмента; m – показатель степени периода стойкости инструмента; C_p – постоянное значение коэффициента силы резания при наружном продольном точении конструкционной стали проходным резцом из твердого сплава для соответствующей силы резания; K_p – поправочный коэффициент, который представляет собой произведение ряда коэффициентов ($K_p = K_{mp} K_{fp} K_{yp} K_{\lambda p}$), учитывающих фактические условия резания. Численные значения этих коэффициентов приведены в справочнике технолога машиностроителя: K_{mp} – поправочный коэффициент, учитывающий влияние качества обрабатываемого материала на силовые зависимости ($K_{mp} = 1,31$); K_{fp} – поправочный коэффициент, учитывающий величину главного угла в плане ($K_{fp} = 1$); K_{yp} – поправочный коэффициент, учитывающий величину главного переднего угла ($K_{yp} = 1,1/1,4/1,4$); $K_{\lambda p}$ – поправочный коэффициент, учитывающий величину угла наклона режущей кромки ($K_{\lambda p} = 1$); K_v – коэффициент, являющийся произведением коэффициентов, учитывающих влияние материала заготовки K_{mv} , состояния поверхности K_{nv} , материала инструмента K_{iv} [24].

с данным режущим инструментом. При этом можно воспользоваться матрицами перехода из одной системы координат в другую. Так как в процессе обработки детали возникают погрешности, то режущий инструмент устанавливаем

относительно детали с возможной погрешностью, в связи с этим в процессе формообразования поверхности детали ее реальный профиль будет отличаться от профиля режущего инструмента. При формообразовании поверхность

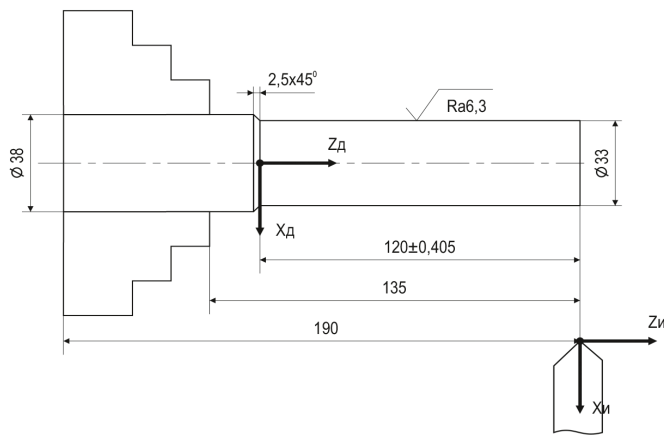


Рис. 2. Связь систем координат детали и инструмента при обработке

Fig. 2. The connection of the coordinate systems of the part and tool during machining

детали представляет собой след движения кромки режущего инструмента, поэтому для построения математической модели формообразования детали типа вал кромкой проходного резца в системе координат детали $X_d Y_d Z_d$ используем преобразование систем координат. В процессе формообразования деталь совершает круговое движение относительно режущего инструмента, в связи с чем в качестве независимого параметра движения вращения при обработке вала выбираем угол поворота детали ξ .

Тогда математическая модель примет следующий вид:

$$X_i = \cos(v) \cos(\varphi) \times \\ \times (t_i \sin(\omega) + b_i) + \cos(v) \sin(\varphi) \times \\ \times (t_i \cos(\omega) - h_i) + \Delta x + L; \quad (3)$$

$$Y_i = (\sin(v) \cos(\varphi) (\cos(\xi) \sin(\lambda) - \sin(\xi) \cos(\lambda)) - \\ - \sin(\varphi) (\cos(\xi) \cos(\lambda) + \sin(\xi) \sin(\lambda))) \times \\ \times (t_i \sin(\omega) + b_i) + (\sin(v) \sin(\varphi) (\cos(\xi) \sin(\lambda) - \sin(\xi) \times \\ \times \cos(\lambda)) + \cos(\varphi) (\cos(\xi) \cos(\lambda) + \sin(\xi) \sin(\lambda))) \times \\ \times (t_i \cos(\omega) - h_i) - \Delta z \cdot \sin(\xi) + \\ + \Delta y \cos(\xi) - R \cos(\xi); \quad (4)$$

$$Z_i = (\cos(\varphi) \sin(v) (\sin(\xi) \sin(\lambda) + \cos(\xi) \cos(\lambda)) - \\ - \sin(\varphi) (\sin(\xi) \cos(\lambda) - \cos(\xi) \sin(\lambda))) \times \\ \times (t_i \sin(\omega) + b_i) + (\sin(\varphi) \sin(v) (\sin(\xi) \sin(\lambda) + \cos(\xi) \times$$

$$\times \cos(\lambda)) + \cos(\varphi) (\sin(\xi) \cos(\lambda) - \cos(\xi) \sin(\lambda))) \times \\ \times (t_i \cos(\omega) - h_i) + \Delta z \cos(\xi) + \\ + \Delta y \sin(\xi) - R \sin(\xi), \quad (5)$$

где t_i – независимый параметр текущей точки на линии i -го участка профиля режущего инструмента; ξ_i – независимый параметр движения вращения при обработке вала, в качестве которого выбран угол поворота детали; ω , h_i , b_i – геометрические параметры резца; R – радиус формообразуемой детали; L – длина формообразуемой поверхности; λ , v , φ , Δx , Δy , Δz – угловые и линейные погрешности установки РИ относительно детали.

С целью определения конкретных значений пространственного отклонения реального профиля детали от номинального в процессе материалообработки под действием упругих деформаций, в дальнейшем с учетом симуляции действительной CAD-модели вала проведено численное моделирование. Анализ литературных источников [20–23] показывает, что наиболее эффективным методом является метод конечных элементов.

Для подтверждения эффективности предлагаемого способа и проверки адекватности математической модели проведен эксперимент – обработка двух партий деталей.

Первая партия обрабатывалась без учета возникающих погрешностей, как показано на рис. 3, вторая партия деталей подлежала обработке по программе с измененной траекторией перемещения вершины резца на основе трансформированной CAD-модели и разработанной концептуальной модели, как представлено на рис. 4.

Каждая деталь из партий измерялась в пяти сечениях на координатно-измерительной машине в 100 точках по окружности. Так как деталь имеет цилиндрическую форму, то измерения проводились в два этапа, т. е. измерялась первая половина диаметра (50 точек), затем вторая половина, итого общее круговое измерение каждого сечения осуществлялось в 100 точках (рис. 5).

Первое сечение, которое представлено на рис. 5, – это сечение, максимально приближенное к торцу детали, относительно которого начиналась обработка. Сечения были сделаны с

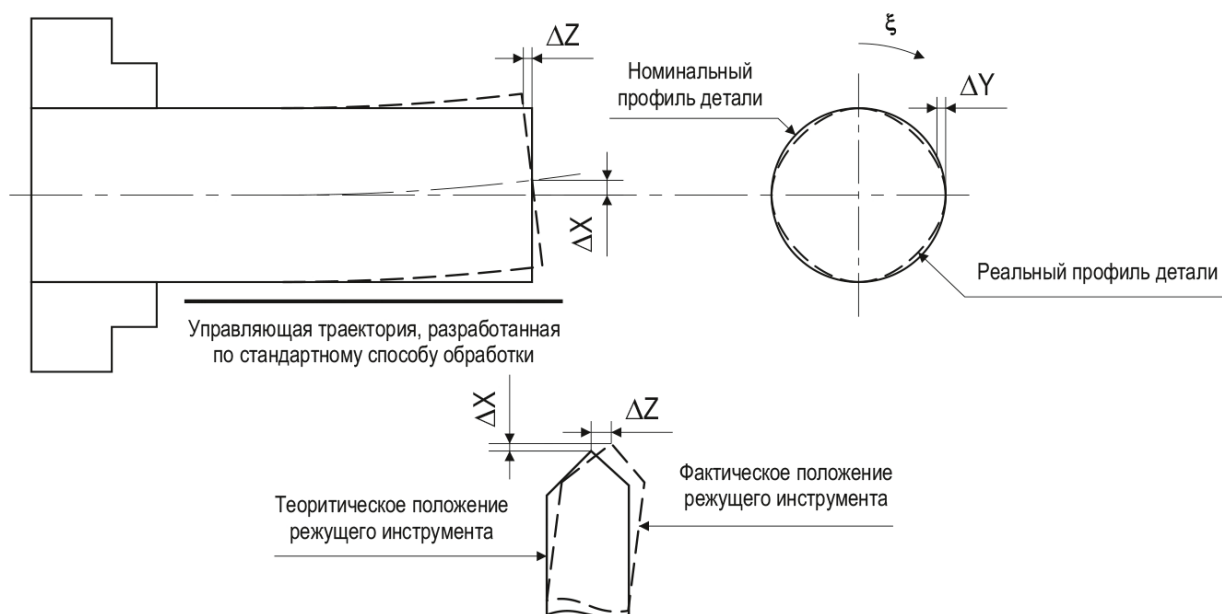


Рис. 3. Моделирование процесса резания по традиционному способу

Fig. 3. Simulation of the cutting process in the traditional way

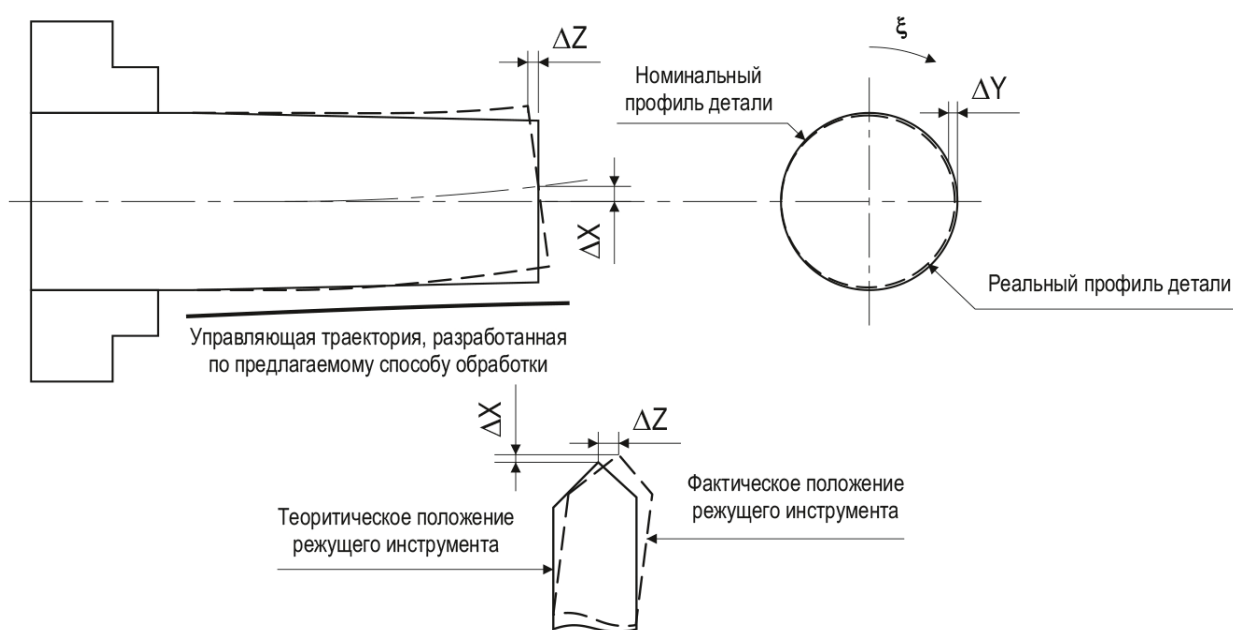


Рис. 4. Моделирование процесса резания по предлагаемому способу

Fig. 4. Simulation of the cutting process of the proposed method

интервалом 25 мм начиная от сечения, находящегося на расстоянии 5 мм от правого торца детали. Измерительные операции проводились относительно номинального диаметра.

Для статистической обработки полученных результатов эксперимента по параметрам качества изготавливаемой продукции в зависи-

мости от вида технической системы и целей оценки в данной работе используется опытно-статистический метод оценки надежности, так как он производится на основе статистической обработки выборки, а также позволяет оценивать надежность действующих технологических систем.

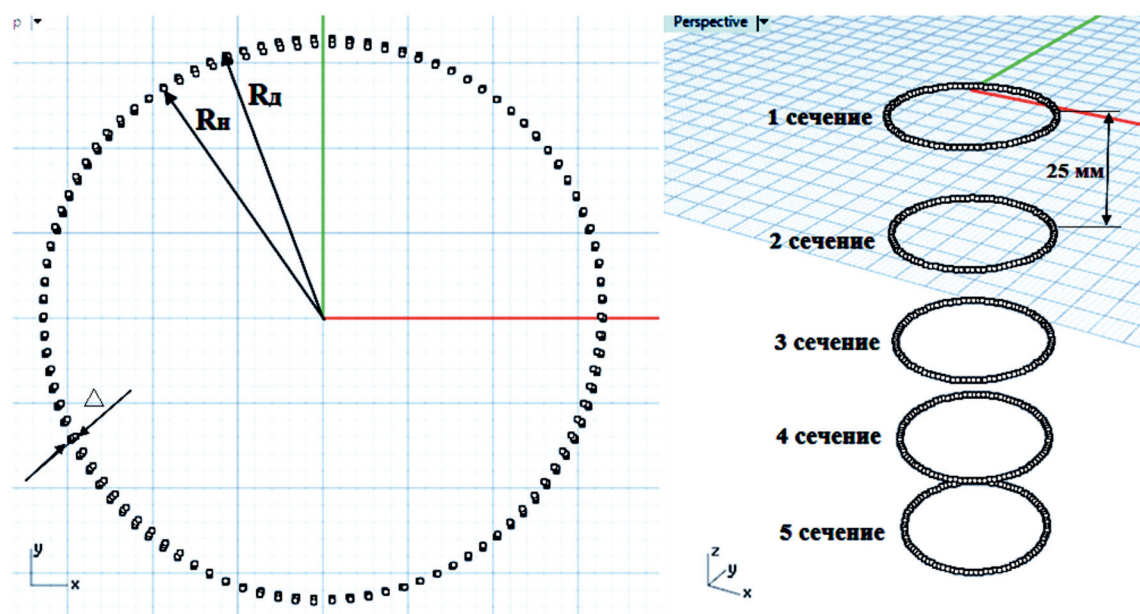


Рис. 5. Результаты измерений после обработки партии деталей с учетом изменения траектории управляющих органов станка по предложенному способу управления геометрической точностью обработки:

R_n – номинальный радиус детали; R_d – действительный радиус детали; Δ – величина отклонения действительного диаметра детали от номинального

Fig. 5. Measurement results after batch processing taking into account the change in the trajectory of the machine controls, Under the proposed method of controlling the geometric precision of processing:

R_n is the nominal radius of the part; R_d – the actual radius of the part; Δ – the deviation of the actual diameter of the part from the nominal

Выводы

1. Разработана модель управления геометрической точностью деталей, обрабатываемых на станках с ЧПУ посредством математического и конечно-элементного моделирования

2. Предлагаемый способ позволяет сократить основное технологическое время обработки путем исключения дополнительных уточняющих проходов режущего инструмента, а также обеспечить управление качеством детали. Результаты экспериментальных исследований показывают снижение процента вероятностного брака, который при обработке первой партии составил всего 0,05 % (по предлагаемому способу), а при обработке второй партии (без изменения САД-модели заготовки перед непосредственной генерацией управляющей программы) – 12,5 %.

Список литературы

1. Putilova U.S., Nekrasov Y.I., Lasukov A.A. Loading of the manufacturing systems elements in

the process of unsteady mode cutting and the models of their arrangement deviations // Applied Mechanics and Materials. – 2014. – Vol. 682. – P. 192–195. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.682.192.

2. Improving dimensional accuracy of turning on CNC equipment / R.Y. Nekrasov, I.V. Solovyov, A.I. Starikov, O.V. Bekareva // Key Engineering Materials. – 2017. – Vol. 736. – P. 95–100. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.736.95.

3. Numerical studies to determine spatial deviations of a workpiece that occur when machining on CNC machines / R.Y. Nekrasov, I.V. Solovyov, A.I. Starikov, Y.A. Tempel, O.A. Tempel // MATEC Web of Conferences. – 2017. – Vol. 129. – P. 01072. – DOI: 10.1051/mateconf/201712901072.

4. Artamonov E.V., Chernyshov M.O., Pomigalova T.E. Improving the performance of modular drills with interchangeable cutting heads // Russian Engineering Research. – 2017. – Vol. 37, iss. 7. – P. 626–627. – DOI: 10.3103/S1068798X17070048.

5. Mechanics of chip formation in cutting / E.V. Artamonov, D.V. Vasil'ev, V.V. Kireev, M.Kh. Uteshev // Russian Engineering Research. – 2017. – Vol. 37, iss. 7. – P. 450–454. – DOI: 10.3103/S1068798X17050069.

6. Kudryashov E.A., Smirnov I.M. Tool guarantee of intermittent cutting processes // *Manufacturing Technology*. – 2017. – Vol. 17, N 6. – P. 887–892.

7. Kudryashov E.A., Pavlov E.V., Smirnov I.M. Justification of damping cutter design for making parts for high-pressure drilling unit cylinders // *Journal of Mining Science*. – 2017. – Vol. 53, iss. 3. – P. 484–488. – DOI: 10.1134/S1062739117032403.

8. Kovalev I.A., Nikishechkin P.A., Grigoriev A.S. Approach to programmable controller building by its main modules synthesizing based on requirements specification for industrial automation // *Proceedings International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*. – St. Petersburg, 2017. – P. 1–4. – DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076121.

9. Method of decomposition and synthesis of the custom CNC systems / G.M. Martinov, N.V. Kozak, R.A. Nezhmetdinov, A.I. Obukhov, L.I. Martinova // *Automation and Remote Control*. – 2017. – Vol. 78, iss. 3. – P. 525–536. – DOI: 10.1134/S0005117917030122.

10. 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.

11. Error compensation of complex three-dimensional surfaces machined on computer-numeric-control grinding machine tools / M. Raoufinia, Y.V. Petrakov, A. Ataei, R. Parand, K. Abou-El-Hossein // *Journal of Applied Sciences*. – 2009. – Vol. 9, iss. 7. – P. 1356–1361. – DOI: 10.3923/jas.2009.1356.1361.

12. Petrakov Y., Danylchenko M., Petryshyn A. Programming spindle speed variation in turning // *Eastern European Journal of Enterprise Technologies*. – 2017. – Vol. 2, N 1 (86). – P. 4–9. – DOI: 10.15587/1729-4061.2017.95204.

13. Lasukov A.A., Mokhovikov A.A. Influence of modified layer of tool on stress – Strain state of cutting wedge // *Proceedings – 2012 7th International Forum on Strategic Technology, IFOST 2012* [6357720]. – Tomsk, 2012. – DOI: 10.1109/IFOST.2012.6357720.

14. Лысенко А.Ф., Изюмов А.И., Гончаров О.В. К оценке погрешности обработки деталей при ин-

теллектуальном управлении станком // *Вестник Донского государственного технического университета*. – 2014. – Т. 14, № 3 (78). – С. 96–102. – DOI: 10.12737/5712.

15. Структура и принципы работы интеллектуальной системы управления обработкой на станках с ЧПУ / Р.Ю. Некрасов, А.И. Стариков, И.В. Соловьев, О.В. Бекарева // *Технология и материалы*. – 2015. – № 4. – С. 41–48.

16. Щуров И.А., Болдырев И.С. Моделирование процесса резания заготовок из композитных материалов с применением метода конечных элементов // *Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Машиностроение*. – 2012. – № 12. – С. 143–149.

17. Кузнецов А.С., Дроздов А.А. Технологическое обеспечение точности при обработке на станках с ЧПУ // *Современные проблемы науки и образования*. – 2015. – № 2. – С. 165–170.

18. Никишечкин 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.

19. Иващенко А.П. Методы и средства контроля состояния режущего инструмента // *Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований*. – 2015. – № 12-3. – С. 393–396.

20. Неизвестных А.Г., Крылов Е.Г. Анализ точности обработки деталей на станках с ЧПУ // *Известия Волгоградского государственного технического университета*. – 2008. – № 9 (47). – С. 89–91.

21. Муселемов Х.М., Устарханов О.М., Ферзалиев И.А. Применение метода конечных элементов при расчете трехслойных балок // *Наука в цифрах*. – 2016. – № 1. – С. 14–16. – DOI: 10.21661/r-114933.

22. Шаламов В.Г. Математическое моделирование при резании металлов. – Челябинск: Изд-во ЮжУрГУ, 2007. – 100 с.

23. Иванов В.И. Технологическое обеспечение точности и математическое моделирование процессов механообработки в машиностроении. – Тюмень: Изд-во ТюмГНГУ, 2001. – 194 с.

24. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1986. – 418 с. – ISBN 5-217-03085-2.

Конфликт интересов

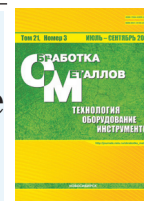
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Conceptual Model for Controlling the Geometric Precision of Parts Processed on CNC Machines

Roman Nekrasov^a, Julia Tempel^{b, *}

Tyumen Industrial University, 38 Volodarskogo, Tyumen, 625000, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0001-7594-6114>, Nekrasovrj@tyuiu.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-7392-0412>, Tempeljulia@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 25 April 2019

Revised: 25 May 2019

Accepted: 15 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Engineering

Machining

Technological system

CNC machine

Metalworking accuracy

Quality of parts

Reliability

Geometric accuracy

Mathematical simulation

Finite element modeling

Cutting force

ABSTRACT

Introduction. Integrated automation of production processes is the main achievement of scientific and technological progress. The creation and use of flexible production modules and production complexes for material processing by cutting leads to the acquisition and mass use of numerical control machines (CNC). Also at the same time, there is a trend of obsolescence of the machine stock of enterprises and a decrease in the initial quality of this equipment, therefore, the actual task is to ensure and improve the quality of the products produced while simultaneously reducing their cost. The aim of the work is to increase the effectiveness of technological processes in turning machining on machines with numerical program control due to mathematical and finite element modeling. In this work, the stress-deformed state of a part in the software product SolidWorks Simulation from the effects of cutting forces and on the basis of mathematical modeling were carried out taking into account the strain deviations, a transformable CAD model of the workpiece was obtained and a control program for this machine was developed for this model. When performing the work, the following research **methods** were used: methods of computational mathematics, mathematical modeling, matrix analysis, statistical processing of experimental results. Experimental studies were carried out using CAD / CAM system SolidWorks Simulation, turning center SMTCL CAK50135, coordinate measuring machine. The article presents a method of controlling the geometric accuracy of parts machined on CNC machines based on mathematical and finite element modeling. The control of the geometry of the parts is made according to the CAD model that characterizes the reference part. **Results and Discussion.** When processing two batches of blanks, the first of which was processed according to the traditional method, the second according to the offer, and determining the reliability of the technological operation, it was noted that the dispersion field of real values and the standard deviation decreased according to the proposed method, which confirms its effectiveness, since the percentage of probabilistic marriage is significantly reduced. Moreover, the developed model of geometric accuracy control of details, based on mathematical and finite element modeling, also contributes to the reduction of the main technological processing time by eliminating additional refining passes of the cutting tool.

For citation: Nekrasov R.Y., Tempel Ju.A. Conceptual model for controlling the geometric precision of parts processed on CNC machines. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 6–16. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-6-16. (In Russian).

References

1. Putilova U.S., Nekrasov Y.I., Lasukov A.A. Loading of the manufacturing systems elements in the process of unsteady mode cutting and the models of their arrangement deviations. *Applied Mechanics and Materials*, 2014, vol. 682, pp. 192–195. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.682.192.
2. Nekrasov R.Y., Solovyov I.V., Starikov A.I., Bekareva O.V. Improving dimensional accuracy of turning on CNC equipment. *Key Engineering Materials*, 2017, vol. 736, pp. 95–100. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.736.95.

* Corresponding author

Tempel Julia A., Assistant

Tyumen industrial University

38 Volodarskogo

625000, Tyumen, Russian Federation

Tel.: +7 (902) 813-51-17, e-mail: Tempeljulia@mail.ru

3. Nekrasov R.Y., Solovyov I.V., Starikov A.I., Tempel Y.A., Tempel O.A. Numerical studies to determine spatial deviations of a workpiece that occur when machining on CNC machines. *MATEC Web of Conferences*, 2017, vol. 129, p. 01072. DOI: 10.1051/mateconf/201712901072.
4. Artamonov E.V., Chernyshov M.O., Pomigalova T.E. Improving the performance of modular drills with interchangeable cutting heads. *Russian Engineering Research*, 2017, vol. 37, iss. 7, pp. 626–627. DOI: 10.3103/S1068798X17070048.
5. Artamonov E.V., Vasil'ev D.V., Kireev V.V., Uteshev M.Kh. Mechanics of chip formation in cutting. *Russian Engineering Research*, 2017, vol. 37, iss. 7, pp. 450–454. DOI: 10.3103/S1068798X17050069.
6. Kudryashov E.A., Smirnov I.M. Tool guarantee of intermittent cutting processes. *Manufacturing Technology*, 2017, vol. 17, no. 6, pp. 887–892.
7. Kudryashov E.A., Pavlov E.V., Smirnov I.M. Justification of damping cutter design for making parts for high-pressure drilling unit cylinders. *Journal of Mining Science*, 2017, vol. 53, iss. 3, pp. 484–488. DOI: 10.1134/S1062739117032403.
8. Kovalev I.A., Nikishechkin P.A., Grigoriev A.S. Approach to programmable controller building by its main modules synthesizing based on requirements specification for industrial automation. *Proceedings International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*, St. Petersburg, 2017, pp. 1–4. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076121.
9. Martinov G.M., Kozak N.V., Nezhmetdinov R.A., Obukhov A.I., Martinova L.I. Method of decomposition and synthesis of the custom CNC systems. *Automation and Remote Control*, 2017, vol. 78, iss. 3, pp. 525–536. DOI: 10.1134/S0005117917030122.
10. 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.
11. Raoufinia M., Petrakov Y.V., Ataei A., Parand R., Abou-El-Hossein K. Error compensation of complex three-dimensional surfaces machined on computer-numeric-control grinding machine tools. *Journal of Applied Sciences*, 2009, vol. 9, iss. 7, pp. 1356–1361. DOI: 10.3923/jas.2009.1356.1361.
12. Petrakov Y., Danylchenko M., Petryshyn A. Programming spindle speed variation in turning. *Eastern European Journal of Enterprise Technologies*, 2017, vol. 2, no. 1 (86), pp. 4–9. DOI: 10.15587/1729-4061.2017.95204.
13. Lasukov A.A., Mokhovikov A.A. Influence of modified layer of tool on stress – Strain state of cutting wedge. *Proceedings – 2012 7th International Forum on Strategic Technology, IFOST 2012 [6357720]*, Tomsk, 2012. DOI: 10.1109/IFOST.2012.6357720.
14. Lysenko A.F., Izyumov A.I., Goncharov O.V. K otsenke pogreshnosti obrabotki detalei pri intellektual'nom upravlenii stankom [On estimated accuracy of part cutting under machine intelligent control]. *Vestnik Donskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Vestnik of Don State Technical University*, 2014, vol. 14, no. 3 (78), pp. 96–102. DOI: 10.12737/5712.
15. Nekrasov R.Y., Starikov A.I., Soloviev I.V., Bekareva O.V. Struktura i printsipy raboty intellektual'noi sistemy upravleniya obrabotkoi na stankakh s ChPU [Structure and working principles of intelligent systems a process control on CNC machines]. *Tekhnologiya i materialy = Technologies and Materials*, 2015, no. 4, pp. 41–48.
16. Shchurov I.A., Boldyrev I.S. Modelirovanie protsessa rezaniya zagotovok iz kompozitnykh materialov s primeneniem metoda konechnykh elementov [Finite element method calculation of free orthogonal cutting of composite materials]. *Vestnik Yuzhno-Ural'skogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Mashinostroenie = Bulletin of the SUSU. Series "Mechanical engineering industry"*, 2012, no. 12, pp. 143–149.
17. Kuznetsov A.S., Drozdov A.A. Tekhnologicheskoe obespechenie tochnosti pri obrabotke na stankakh s ChPU [Technological support accuracymachining on CNC machines]. *Sovremennye problemy nauki i obrazovaniya = Modern problems of science and education*, 2015, no. 2, pp. 165–170.
18. Nikishechkin P.A., Grigor'ev A.S. Prakticheskie aspekty razrabotki modulya diagnostiki i kontrolya rezhushchego instrumenta v sisteme ChPU [Practical aspects of the developmentof the module diagnosis and monitoring of cutting tools in the CNC]. *Vestnik MGTU "STANKIN" = Vestnik of MSTU "Stankin"*, 2013, no. 4 (27), pp. 65–70.
19. Ivashchenko A.P. Metody i sredstva kontrolya sostoyaniya rezhushchego instrumenta [Methods and resources control the wear cutting tools]. *Mezhdunarodnyi zhurnal prikladnykh i fundamental'nykh issledovaniy = International journal of applied and fundamental research*, 2015, no. 12-3, pp. 393–396.

20. Neizvestnykh A.G., Krylov E.G. Analiz tochnosti obrabotki detalei na stankakh s ChPU [Analysis of the accuracy of machining parts on CNC machines]. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Izvestia Volgograd State Technical University*, 2008, no. 9 (47), pp. 89–91.

21. Muselemov Kh.M., Ustarkhanov O.M., Ferzaliyev I.A. Primenenie metoda konechnykh elementov pri raschete trekhslonnykh balok [Application of last elements during calculating the three-layer beams]. *Nauka v tsifrakh = Science in Numbers*, 2016, no. 1, pp. 14–16. DOI: 10.21661/r-114933.

22. Shalamov V.G. *Matematicheskoe modelirovanie pri rezanii metallov* [Mathematical modeling in metal cutting: a training manual]. Chelyabinsk, YuzhUrGU Publ., 2007. 100 p.

23. Ivanov V.I. *Tekhnologicheskoe obespechenie tochnosti i matematicheskoe modelirovanie protsessov mekhanoobrabotki v mashinostroenii* [Technological support for accuracy and mathematical modeling of machining processes in mechanical engineering]. Tyumen, TyumGNGU Publ., 2001. 194 p.

24. Kosilova A.G., Meshcheryakov R.K., eds. *Spravochnik tekhnologa-mashinostroitel'ya*. V 2 t. T. 2 [Reference book of the technologist. In 2 vol. Vol. 2]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1986. 418 p. ISBN 5-217-03085-2.

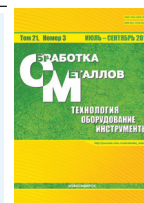
Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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

Проблема технологических деформаций при фрезерной обработке тонкостенных заготовок

Петр Еремейкин^{1, а, *}, Аягма Жаргалова^{2, б}, Сергей Гаврюшин^{1, 2, в}

¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Малый Харитоньевский переулок, д. 4, г. Москва, 101990, Россия

² Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, ул. 2-я Бауманская, д. 5 стр. 1, г. Москва, 105005, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0001-6291-8309>,  eremeykin@gmail.com, ^б  <https://orcid.org/0000-0002-6251-1004>,  azhargalova@bmstu.ru,

^в  <https://orcid.org/0000-0002-6547-1351>,  gss@bmstu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.914.1

История статьи:

Поступила: 14 июня 2019

Рецензирование: 15 июля 2019

Принята к печати: 15 августа 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Моделирование

Фрезерование

Метод конечных элементов

Технологические деформации

Тонкостенная заготовка

Режимы резания

АННОТАЦИЯ

Введение. Технологи часто сталкиваются с трудностями при разработке процессов фрезерования тонкостенных изделий. При обработке нежестких деталей под действием сил резания происходит деформация заготовки, что приводит к неравномерному снятию материала и отклонению геометрии получаемой поверхности от расчетной. Существует ряд технологических приемов, позволяющих добиться требуемых параметров качества, но они, как правило, связаны с применением дополнительного оборудования, приспособлений или материалов, что неизбежно ведет к увеличению стоимости обработки. **Цель работы** заключается в развитии и обобщении нового подхода к обработке тонкостенных деталей применительно к фрезерованию. Этот подход называется «мягкие» режимы обработки и состоит он в том, чтобы с помощью численного моделирования для конкретных технологических условий подобрать рациональные параметры процесса резания. Подобранные таким образом режимы должны обеспечивать достижение заданных качеств изделия и при этом быть экономически обоснованными. Чтобы упростить процесс выбора, ранее была разработана автоматизированная система, позволяющая технологу учесть деформации при точении полых цилиндрических заготовок. Эта же система может быть использована как инструмент назначения режимов резания для случая фрезерной обработки, но для этого необходимо разработать модель деформации детали под действием сил резания. **В работе рассматривается** случай попутного фрезерования тонкостенного ребра цилиндрической фрезой. **Методы исследования:** в системе Abaqus разработана численная МКЭ-модель обработки заготовки с учетом ее податливости. **Результаты и обсуждение.** Результаты моделирования представлены в виде изображения трехмерных моделей с указанием деформаций заготовки, в виде графика силы резания в зависимости от времени обработки и в виде цветовой диаграммы результирующей толщины стенки детали. Анализ результатов позволяет сделать вывод о существенном вкладе податливости заготовки в качество поверхности, а также об актуальности применения численных моделей для предсказания точности обработки ввиду сложности и неравномерности получаемых искажений.

Для цитирования: Еремейкин П.А., Жаргалова А.Д., Гаврюшин С.С. Проблема технологических деформаций при фрезерной обработке тонкостенных заготовок // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 17–27. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-17-27.

Введение

Машиностроение играет важную роль в любой высокотехнологичной экономике. Эта отрасль во многом определяет обороноспособность страны, инвестиционный климат и внешнеэкономический потенциал, а ее разви-

тие является стимулом для укрепления других направлений промышленности. В целях повышения конкурентоспособности отечественного машиностроения большие усилия направлены на организацию производства, освоение новых технологий и внедрение цифровой экономики.

Фрезерование получило широкое распространение в машиностроении благодаря применимости для обработки сложных поверхностей заготовок из различных материалов и возможности обеспечения высокого качества поверхности [1]. Фрезерной обработке посвящено большое

*Адрес для переписки

Еремейкин Петр Александрович, аспирант

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

Малый Харитоньевский переулок, д. 4,

101990, г. Москва, Россия

Тел.: +7 (916) 662-57-38, e-mail: eremeykin@gmail.com

количество фундаментальных исследований. В области теории и практики применения этой технологической операции накоплен значительный объем знаний [2, 3], который позволяет задействовать фрезерование во всех отраслях машиностроения. Тем не менее этот метод обработки имеет ограничения и его использование в условиях низкой жесткости изделия вызывает трудности. Такие изделия часто находят применение в авиационной, космической, энергетической и автомобильной промышленности.

Проблема фрезерования нежестких деталей заключается в возникновении технологической деформации заготовки, вызванной воздействием инструмента на заготовку [4]. На рис. 1 изображена схема обработки, иллюстрирующая эту проблему. В случае жесткой заготовки ее отклонение от исходного состояния не вносит значительного вклада в точность получаемой поверхности. Для податливой заготовки ситуация противоположная: существенное отклонение заготовки вызывает неравномерное срезание материала, что приводит к погрешности формы [5–7]. Таким образом, если конструктивные требования податливого изделия задают узкий допуск на погрешность формы поверхности, обрабатываемой фрезерованием, технологу необходимо учитывать жесткость заготовки или применять альтернативные способы формообразования, например аддитивные технологии [8].

В настоящее время разработка технологического процесса фрезерной обработки тонкостенных деталей требует индивидуального подхода в каждом конкретном случае и зависит от геометрической конфигурации изделия, материала заготовки, технологических возможностей производства, а также требований к точности, качеству поверхности и экономических ограничений.

Один из подходов к решению проблемы технологического деформирования состоит в выборе подходящей стратегии удаления материала [9]. Например, согласно эмпирическому правилу «8 к 1» для изготовления тонкостенных ребер рекомендуется срезать материал последовательно, чередуя обрабатываемые стороны заготовки, при каждом проходе осевая глубина резания не должна превышать конечную толщину стенки более чем в восемь раз [10]. Применение этого правила обеспечивает поддержку более тонкой части заготовки более толстой.

Назначение инструмента также играет важную роль при разработке технологического процесса фрезерования податливых изделий [11]. Рациональный выбор главного угла в плане позволяет задавать направление силы резания, благодаря чему можно добиться приложения основной составляющей силы резания вдоль наиболее жесткого направления заготовки. Кроме того, при разработке технологических процессов тех-

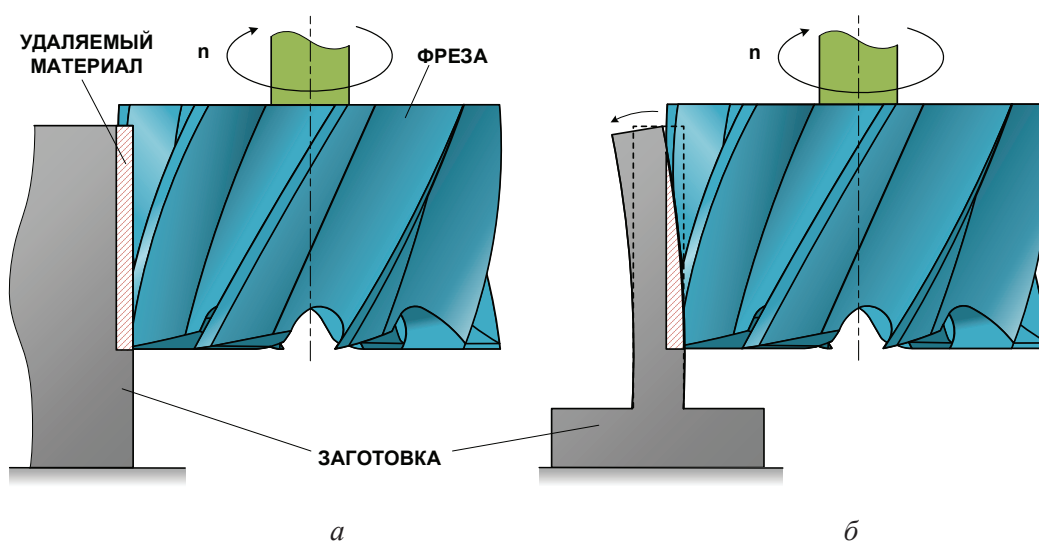


Рис. 1. Схема фрезерования:
а – жесткая заготовка; б – податливая заготовка

Fig. 1. Milling scheme:
а – rigid workpiece; б – nonrigid workpiece

нологи уделяют большое внимание числу зубьев фрезы, так как от этого параметра зависят другие характеристики процесса, в том числе и сила резания. Как правило, предпочтение отдают инструменту с большим числом зубьев, руководствуясь в том числе и жесткостью самой фрезы.

Применяются также способы, предлагающие использовать специальную технологическую оснастку и приспособления. На рис. 2 показана схема подвижного крепления для обработки тонкостенных деталей, предложенная авторами работы [12]. Дополнительная подвижная опора препятствует отклонению заготовки, а демпфирующий элемент, встроенный в поддерживающую головку, сокращает роль вибрации, что ведет к улучшению качества поверхности.

Еще один способ уменьшения деформации при обработке состоит в том, чтобы временно повысить жесткость заготовки с помощью технологического заполнителя. Таким заполнителем может служить легкоплавкий металл или термопластический состав. В случаях, когда это позволяет геометрическая конфигурация изделия, материалом в жидком или пластичном состоянии заполняют полость заготовки и создают условия для его затвердевания, после чего производят обработку. Фрезерование заполненной жесткой заготовки сопровождается относительно небольшими деформациями и не вызывает погрешностей формы. После завершения обработки заполнитель размягчают и извлекают из детали.

Рассмотренные способы фрезерования тонкостенных заготовок до настоящего времени находят применение в различных ситуациях и используются на производстве. Однако каждый из них имеет свои ограничения и область применения. Недавно был предложен новый перспективный подход к обработке тонкостенных деталей, названный методом мягких режимов резания [13]. Этот метод состоит в том, чтобы с использованием цифрового моделирования процесса резания выбрать рациональные режимы и условия обработки, которые, с одной стороны, позволят достичь требуемой производительности, а с другой – создадут благоприятные условия фрезерования и позволят контролировать силы резания таким образом, чтобы деформация заготовки не превышала установленных пределов.

Для промышленного применения метода мягких режимов резания требуется разработка программного обеспечения, которое предоставит технологу интерфейс для управления технологическими параметрами и ограничениями, моделирования процесса и анализа результатов. Описание разработки такой системы приведено в статье [14]. В основе ее работы лежит численное МКЭ-моделирование в прикладном программном комплексе Abaqus. В статье [15] показано, что система готова к промышленному использованию для случаев точения цилиндрических заготовок, но не имеет функционала для моделирования фрезерной обработки. Однако благодаря открытой модульной архитектуре

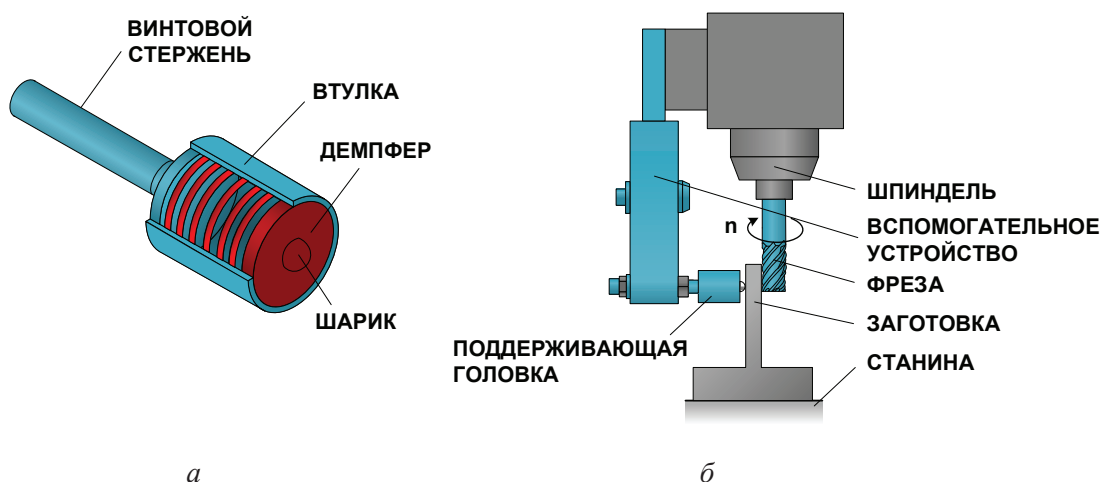


Рис. 2. Схема подвижного крепления для обработки тонкостенных деталей:

a – поддерживающая головка; *б* – конструкция крепления

Fig. 2. Moving fixture for thin-walled workpiece processing:

a – supporting head; *b* – mounting design

такой функционал можно добавить в систему при условии наличия численной модели.

В настоящей работе приводится описание параметризованной МКЭ-модели фрезерования тонкого ребра. Модель имеет не только исследовательскую ценность, но и прикладную, так как ее можно использовать для расширения функционала упомянутой системы и промышленного применения при расчете мягких режимов фрезерования.

Методика исследований

Для исследования процесса обработки нежесткой детали выбран типичный случай попутного фрезерования тонкого ребра цилиндрической фрезой. С одной стороны, заготовка имеет примитивную конфигурацию, таким образом, рассмотрение происходящих явлений на примере такой заготовки упрощено, с другой – тонкостенные ребра часто применяются как элемент конструкции более сложных деталей. Например, баки ускорителей космических ракет изготавливаются в виде вафельной конструкции с большим числом продольных и поперечных ребер [16], поэтому решение задачи анализа точности фрезерования в выбранной постановке актуально в том числе и с точки зрения промышленного применения.

Размеры заготовки и фрезы показаны на рис. 3, а. Изначальная толщина стенки составляет 6 мм. Инструмент настроен таким образом, чтобы срезать 3,5 мм от толщины стенки, если бы заготовка была абсолютно жесткой, как показано на рис. 3, б. Осевая глубина резания равна 35 мм.

Заготовка неподвижно закреплена по нижней грани, а фреза совершает поступательное движение вдоль оси OZ и вращательное – относительно своей оси. Технологические параметры процесса резания приведены в табл. 1.

При разработке модели был принят ряд допущений, некоторые из них планируется учесть при дальнейшей доработке. Во-первых, в модели не учтены тепловые процессы. Современные прикладные комплексы МКЭ-анализа позволяют учитывать явление выделения тепла при резании материалов. Для этого применяется специальная разновидность конечных элементов, учитывающих температурное распределение. В библиотеке системы Abaqus такие элементы имеют символ T в конце названия. В описываемой модели принято упрощение и применяются стандартные элементы без учета температуры.

Второе упрощение заключается в том, что жесткость станка, приспособления и инструмента не учитываются. Фреза рассматривается как абсолютно жесткое тело. Проблема жестко-

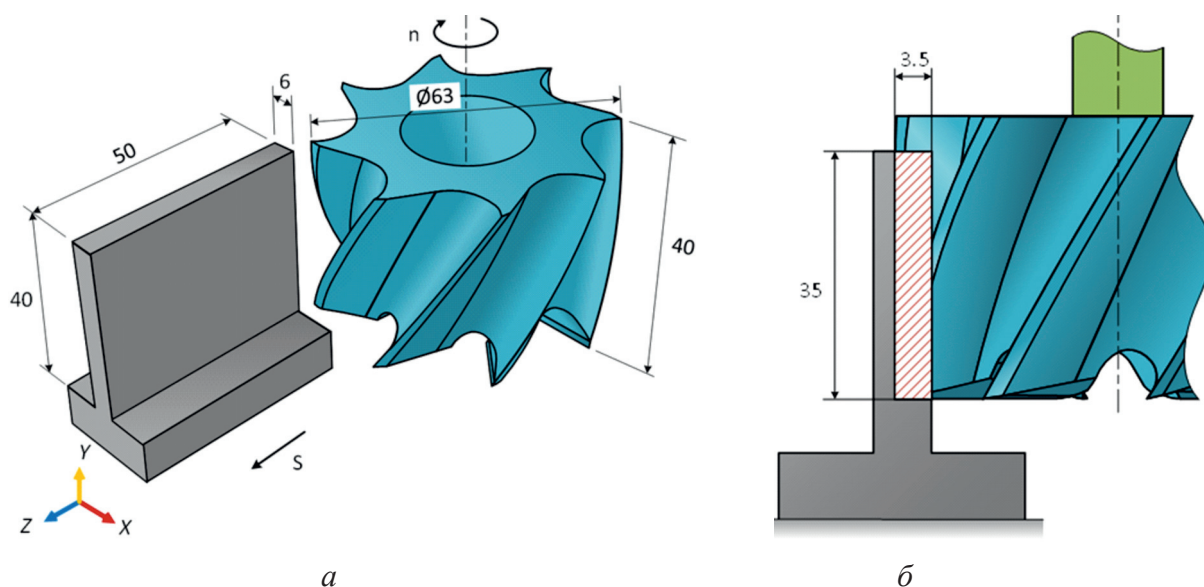


Рис. 3. Геометрические параметры модели:

а – размеры заготовки и фрезы; б – настройка инструмента

Fig. 3. Geometrical parameters:

а – dimensions of the workpiece and milling tools; б – tools setting

Таблица 1 температуры. Как было отмечено выше,

Table 1 одно из принятых упрощений заключается в том, что температурные процессы на данном этапе проработки модели не рассматриваются, поэтому $\hat{\theta} \equiv 0$.

Технологические параметры процесса Technological process parameters

Оборотная подача, $S_{об}$	3,2 мм/об
Число оборотов фрезы, n	290 мин ⁻¹
Номинальная радиальная глубина резания, t	3,5 мм
Осевая глубина резания, t_a	35 мм
Число зубьев фрезы, z	8

сти технологической системы носит общий характер, т. е. проявляется в том числе и при обработке жестких деталей, и требует отдельного исследования. Как правило, при обработке тонкостенных деталей податливостью остальных элементов технологической системы можно пренебречь, так как она существенно меньше податливости заготовки.

В аэрокосмической промышленности, для которой характерно применение тонкостенных деталей, снижение массы изделий имеет первостепенное значение, поэтому наиболее часто применяются легкие сплавы, в частности сплавы на основе алюминия. Исходя из этого, а также из доступности эмпирических данных, описывающих характеристики материалов при разрушении, в качестве материала заготовки выбран сплав Al 6061-T6.

Для учета изотропного упрочнения применена эмпирическая модель Джонсона–Кука [17], согласно которой предел текучести определяется по формуле

$$\sigma = [A + B(\bar{\epsilon}^{pl})^n](1 - \hat{\theta}^m),$$

где $\bar{\epsilon}^{pl}$ – эквивалентная пластическая деформация; A, B, n, m – параметры модели, а $\hat{\theta}$ – безразмерная температура, учитывающая термическое разупрочнение и определяемая выражением

$$\hat{\theta} \equiv \begin{cases} 0, & \text{для } \theta < \theta_{tr}, \\ \frac{\theta - \theta_{tr}}{\theta_m - \theta_{tr}}, & \text{для } \theta_{tr} < \theta < \theta_m, \\ 1, & \text{для } \theta > \theta_m, \end{cases}$$

где θ – текущая температура; θ_m – температура плавления; θ_{tr} – переходная температура, ниже которой нет зависимости предела текучести от

Процесс разрушения также описывается моделью Джонсона–Кука, которая принимает, что деформация при разрушении $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ зависит от эффективной скорости пластической деформации $\dot{\epsilon}^{pl} / \dot{\epsilon}_0$, отношения среднего нормального напряжения к эквивалентному p/q и безразмерной температуры, определенной выше [18]. Эта зависимость выражается формулой

$$\bar{\epsilon}_f^{pl} = \left[d_1 + d_2 \exp \left(d_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] (1 + d_5 \hat{\theta}),$$

где $d_1 \dots d_5$ – параметры модели.

Физические характеристики материала заготовки, а также значения параметров модели упрочнения и разрушения, взятые из [19], приведены в табл. 2.

Разбиение тел конечно-элементной сеткой показано на рис. 4. Для сложной геометрии фрезы применены тетраэдральные элементы C3D4. Применение тетраэдральных элементов в данном

Таблица 2

Table 2

Характеристики материала заготовки (Al 6061-T6)

Workpiece material properties (Al 6061-T6)

Свойство материала	Значение
Плотность	2700 кг/м ³
Модуль продольной упругости	70 ГПа
Коэффициент Пуассона	0,33
A	324 МПа
B	114 МПа
n	0,42
d_1	–0,77
d_2	1,45
d_3	–0,47
d_4	0
d_5	1,6

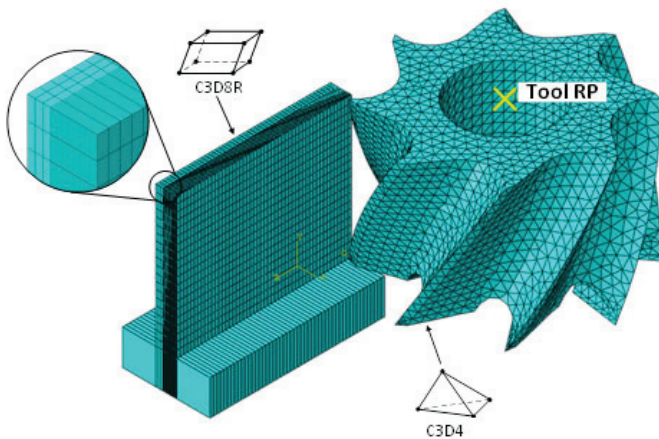


Рис. 4. МКЭ сетка модели
Fig. 4. FEA mesh

случае оправданно, так как жесткость фрезы при моделировании не учитывается и она исключена из анализа. Для разбиения заготовки используется восьмиузловой объемный элемент C3D8R. Разбиение заготовки имеет особенность, показанную на выноске, рис. 4. Для того чтобы обеспечить большую точность моделирования, зона резания разбита на более мелкие элементы.

Граничные условия для тел заданы согласно кинематике процесса: узлы заготовки на нижней грани лишены всех степеней свободы ($U_1 = U_2 = U_3 = U_4 = U_5 = U_6 = 0$), а на все узлы инструмента наложено ограничение жесткого тела. В Abaqus ограничение жесткого тела, наложенное на множество узлов, подразумевает, что эти узлы не изменяют своего относительного положения на протяжении всего моделирования и движутся совместно с точкой, называемой контрольной. Заданная контрольная точка для фрезы отмечена на рис. 4 как Tool RP, она лежит на оси фрезы в плоскости ее верхнего торца. Для точки Tool RP заданы линейная скорость, направленная вдоль оси OZ , и угловая скорость вращения относительно оси OY локальной системы координат согласно значениям технологических параметров из табл. 1.

Взаимодействие фрезы и заготовки определено через контакт всех элементов фрезы с элементами заготовки, которые попадают в зону резания. Как было отмечено ранее, эти элементы имеют меньшие размеры. Свойства взаимодействия определены в постановке «жесткого контакта» (бесконечный рост давления при

взаимопроникновении поверхностей) и метода штрафных функций. Коэффициент трения задан равным 0,308.

Анализ результатов

Моделирование процесса фрезерования показало, что податливость заготовки, как и ожидалось, существенно влияет на качество обработки. На рис. 5 показаны поля узловых перемещений заготовки, на которых величина перемещения соответствует цвету. Указанные диаграммы построены только для одной компоненты вектора перемещений – U_1 , которая является проекцией на ось OX . Для простоты восприятия цветовая шкала соответствует абсолютным значениям без учета направления. В направлении OX заготовка имеет наименьшую жесткость, поэтому именно узловые перемещения U_1 вносят основной вклад в погрешность формы.

На рис. 5, а изображены максимальные перемещения конечных элементов ребра в необрабатываемой зоне за все время моделирования. По этой диаграмме можно сделать предположение о неоднородном характере погрешностей и их зависимости от положения рассматриваемой точки как по оси OY , так и вдоль оси подачи OZ .

На рис. 5, б проиллюстрированы перемещения всех элементов заготовки, соответствующие моменту времени 2,73 с от начала моделирования. Как видно из этой диаграммы, наибольшее отклонение возникает в узлах на краю ребра, которое находится ближе всего к инструменту. В целом диаграммы перемещений, полученные по результатам моделирования, подтверждают возникновение проблемы технологических деформаций, на существование которой было указано во введении исходя из производственной практики.

Для дальнейшего развития и применения разработанной модели в автоматизированной системе назначения рациональных режимов резания необходимо иметь возможность получения величины силы резания (рис. 6). Многие современные аналитические методики, позволяющие учитывать податливость заготовки (например подход, приведенный в [1]), исходят из известной силы резания или предлагают определить ее с помощью формул, выраженных с использованием эмпирических коэффициентов

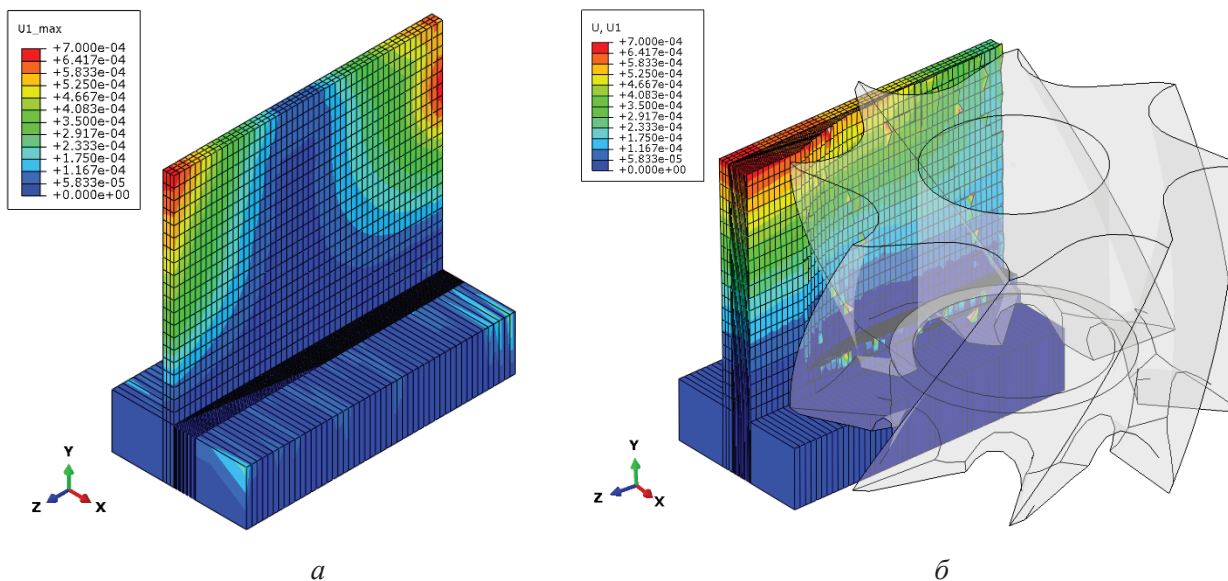


Рис. 5. Поле узловых перемещений заготовки (проекция на OX):

a – максимальные узловые перемещения U_1 на протяжении моделирования; *б* – узловые перемещения на 2,73 с от начала моделирования

Fig. 5. Nodal displacement field (X component):

a – maximum nodal displacements U_1 throughout the simulation; *b* – nodal displacements of 2.73 s from the start of the simulation



Рис. 6. Зависимость силы резания от времени

Fig. 6. The dependence of cutting force on time

[20]. Разработанная численная модель процесса фрезерования может послужить источником данных о величине силы резания.

Система Abaqus позволяет в рамках анализа результатов для каждой итерации расчета получить значения компонентов сил реакции в контрольной точке, определенной при задании ограничения жесткого тела.

На рис. 7 показана зависимость модуля силы реакции в контрольной точке Tool RP от времени

моделирования. На графике можно выделить три зоны изменения силы: зона возрастания на протяжении врезания фрезы в заготовку; зона установившегося резания и зона выхода инструмента, характеризующаяся уменьшением силы резания. Изменение модуля силы резания в зоне установившегося резания связано с возникновением вибраций и попеременным врезанием и выходом зубьев фрезы из материалов заготовки. Более подробный анализ будет проведен при дальнейшем развитии темы. Цель данной работы – описать основные результаты, которые могут быть получены с использованием разработанной модели.

Наибольший практический интерес представляет прогноз погрешностей формы, возникающий в результате обработки тонкостенной заготовки. Благодаря моделированию процессов снятия материала такой прогноз можно сделать на основе данных, являющихся результатом моделирования. На рис. 7 изображена цветовая диаграмма результирующей толщины стенки. Цвет точки на диаграмме соответствует величине

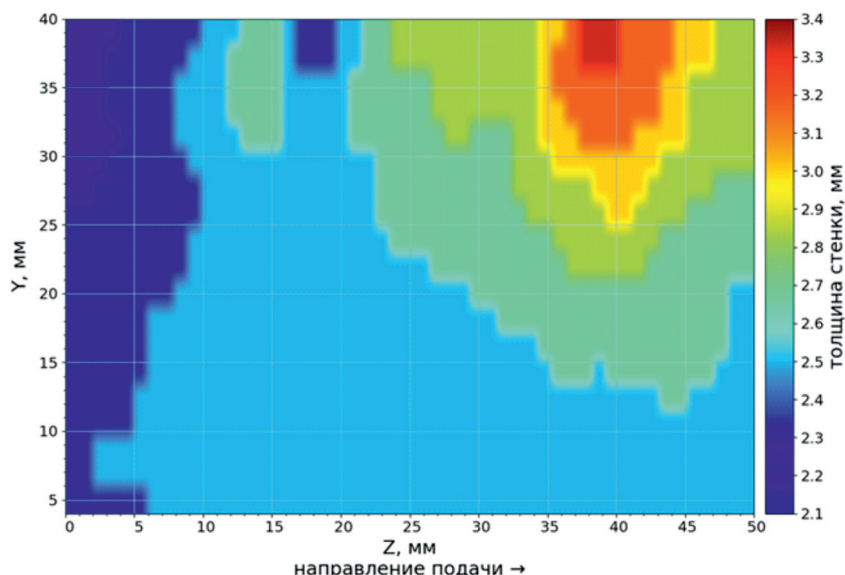


Рис. 7. Диаграмма результирующей толщины стенки

Fig. 7. Result wall thickness diagram

не толщины в миллиметрах: холодные оттенки изображают меньшую толщину стенки, а теплые большую.

Толщина стенки существенно зависит как от горизонтального положения, так и от вертикального. В целом находит свое подтверждение предположение об отклонении верхней части ребра, что вызывает увеличение толщины. Однако для зоны врезания характерно не увеличение, а уменьшение толщины. При врезании фрезы в материал заготовки возникает ударная нагрузка, которая возбуждает колебания с переменной амплитудой. Наибольшая амплитуда соответствует такому положению фрезы, в котором ее ось лежит в плоскости торца заготовки ($Z = 0$, см. рис. 6). Влияние колебаний усиливается при удалении от точки закрепления, поэтому наименьшая толщина стенки соответствует точке с координатой $Y = 40$ мм. При дальнейшем движении инструмента возбужденные ударной нагрузкой колебания затухают и начинают проявляться эффекты, связанные с отклонением заготовки под действием медленно изменяющейся силы резания. Проявление этих эффектов заключается в утолщении стенки по мере роста расстояния от места закрепления. Наибольшая толщина резания зафиксирована в точке с координатами $Z = 39$ мм и $Y = 40$ мм. При выходе инструмента сила резания постепенно уменьшается, следовательно, уменьшается и отклонение заготовки.

Выводы

Для случая попутного фрезерования тонкого ребра разработана модель в системе Abaqus, в которой учитывается податливость заготовки. При разработке приняты некоторые допущения, такие как предположение об абсолютно жестком инструменте или пренебрежение тепловыми эффектами. В дальнейшей работе по этому направлению следует учесть указанные упрощения.

Моделирование учитывает явления разрушения материала заготовки с использованием эмпирической аппроксимации Джонсона–Кука. В целом результаты хорошо согласуются с интуитивными представлениями о механике процесса, но требуют экс-

периментального подтверждения. Актуальность дальнейших исследований по этой теме подтверждается диаграммой результирующей толщины стенки, согласно которой ее толщина может достигать 3,4 мм вместо ожидаемой 2,5 мм.

С помощью разработанной модели можно строить прогнозы относительно точности фрезерования. Кроме того, система Abaqus позволяет получить важные характеристики процесса, включая силу резания. Эти данные могут быть применены для реализации автоматизированного подбора рациональных режимов резания, в основе которого лежат современные аналитические методики, опирающиеся на известную силу резания.

Список литературы

1. Budak E. Analytical models for high performance milling. Pt. 1. Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2005. – Vol. 46, N 12–13. – P.1478–1488. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.09.009.
2. Masmali M., Mathew P. Application of a variable flow stress machining theory to helical end milling // Machining Science and Technology. – 2018. – Vol. 22, N 1. – P. 1–29. – DOI: 10.1080/10910344.2017.1336182.
3. Huang Y., Zhang X., Xiong Y. Finite element analysis of machining thin-wall parts: error prediction and stability analysis // Finite element analysis: applications in mechanical engineering /ed. by F. Ebra-



himi. -Rijeka, Croatia: InTech, 2012. – P. 327–354. – DOI: 10.5772/50374.

4. Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts / S. Liu, S. Ratchev, W. Huang, A. Becker // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2004. – Vol. 44, N 15. – P. 1629–1641. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.06.001.

5. *Shrkrishna N.J., Gururaj B.* Three-dimensional finite element based numerical simulation of machining of thin-wall components with varying wall constraints // *Journal of the Institution of Engineers (India): Series C*. – 2017. – Vol. 98, N 3. – P. 343–352. – DOI: 10.1007/s40032-016-0246-9.

6. *Izamshah R., Ding S., Mo J.P.T.* Finite element analysis of machining thin-wall parts // *Key Engineering Materials*. – 2010. – Vol. 458. – P. 283–288. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.458.283.

7. *Loehea J., Zaeha M.F., Roescha O.* In-process deformation measurement of thin-walled workpieces // 5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012. – 2012. – Vol. 1. – P. 546–551. – DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.097.

8. Machining of thin-walled parts produced by additive manufacturing technologies / A. Isaev, V. Grechishnikov, P. Pivkin, M. Kozochkin, Y. Ilyuhin, A. Vorotnikov // *Procedia CIRP*. – 2016. – Vol. 41. – P. 1023–1026. – DOI: 10.1016/j.procir.2015.08.088.

9. *Scippa A., Grossi N., Campatelli G.* FEM based cutting velocity selection for thin walled part machining // 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC 2014. – 2014. – Vol. 14. – P. 287–292. – DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.023.

10. *Zelinski P.* 10 tips for titanium // *Modern Machine Shop*. – 2013. – URL: <https://www.mmsonline.com/articles/10-tips-for-titanium> (accessed: 12.08.2019).

11. *Grabowski R., Denkena B., Köhler J.* Prediction of process forces and stability of end mills with complex geometries // *Procedia CIRP*. – 2014. – Vol. 14. – P. 119–124. – DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.101.

12. Investigation of moving fixture on deformation suppression during milling process of thin-walled structures / F. Jixiong, L. Bin, X. Juliang, D. Mei, Y. Shuai,

Z. Xiaofeng, Z. Jin // *Journal of Manufacturing Processes*. – 2018. – Vol. 32. – P. 403–411. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2018.03.011.

13. Метод определения условий механической обработки тонкостенных деталей / А.Д. Жаргалова, С.С. Гаврюшин, Г.П. Лазаренко, В.И. Семисалов // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. – 2015. – № 1. – С. 53–60. – DOI: 10.18698/0536-1044-2015-11-53-61.

14. *Eremeykin P., Zhargalova A., Gavriushin S.* A software system for thin-walled parts deformation analysis // *AIMEE 2017: Advances in Artificial Systems for Medicine and Education*. – Cham: Springer, 2017. – P. 259–265. – DOI: 10.1007/978-3-319-67349-3_24.

15. *Eremeykin P., Zhargalova A., Gavriushin S.* Experimental substantiation of soft cutting modes method // *AIMEE 2018: Advances in Artificial Systems for Medicine and Education II*. – Cham: Springer, 2019. – P. 539–547. – DOI: 10.1007/978-3-030-12082-5_49.

16. *Bilstein R.E.* Stages to Saturn: a technological history of the Apollo/Saturn launch vehicle. – Washington, DC: NASA History Office, 1996. – 511 p.

17. *Johnson G.R., Cook W.H.* A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures // *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*. – The Hague, The Netherlands, 1983. – P. 541–547.

18. *Murugesan M., Dong W.J.* Johnson Cook material and failure model parameters estimation of AISI-1045 medium carbon steel for metal forming applications // *Materials*. – 2019. – Vol. 609, N 12. – P. 02.

19. Numerical and experimental investigation of Johnson–Cook material models for aluminum (Al 6061-T6) alloy using orthogonal machining approach / A. So-hail, K. Mushtaq, J.H.I. Syed, F. Muhammad // *Advances in Mechanical Engineering*. – 2018. – Vol. 10, N 9. – P. 1–14. – DOI: 10.1177/1687814018797794.

20. *Campatelli G., Scippa A.* Prediction of milling cutting force coefficients for aluminum 6082-T4 // 5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012. – 2012. – Vol. 1. – P. 563–568. – DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.100.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Problem of Technological Deformations of Thin-Walled Workpieces During Milling

Petr Eremeykin^{1, a, *}, Ayagma Zhargalova^{2, b}, Sergei Gavriushin^{1, 2, c}

¹ Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, 4 Maly Kharitonievskiy Pereulok, Moscow, 101990, Russian Federation

² Bauman Moscow State Technical University, 5 Baumanskaya 2-ya, Moscow, 105005, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0001-6291-8309>, eremeykin@gmail.com, ^b <https://orcid.org/0000-0002-6251-1004>, azhargalova@bmstu.ru,

^c <https://orcid.org/0000-0002-6547-1351>, gss@bmstu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 14 June 2019

Revised: 15 July 2019

Accepted: 15 August 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Modeling

Milling

Finite Element Analysis

Technological deformation

Thin-walled workpiece

Cutting modes

ABSTRACT

Introduction. Technologists often face the problem of thin-walled workpiece milling. Due to cutting forces the non-rigid workpiece deforms which leads to uneven material removal and surface deflection with respect to specified form. There are several technological tricks that allow to provide given quality parameters but commonly it imply additional material usage or require dedicated facility, so the existing means dramatically affect the total cost of the product. **The purpose of the paper** is to extend a new approach to thin-walled workpiece processing applying to milling process. The approach is called “soft” cutting modes and consists in using numerical modeling for specific technological conditions to select rational parameters of the cutting process. The modelling results are used to pick rational cutting modes that provide the specified quality on the one hand and are economically reasonable on the other hand. Early the software system was developed to simplify such cutting modes calculation for turning. This system can also be used to calculate modes for milling, but a milling model that takes into consideration the technological deformations is required. **The paper considers** the case of climb milling of thin rib with a cylindrical mill. **Research methods:** in the Abaqus system, a numerical FEM model for processing the workpiece is developed taking into account its compliance. **Results and Discussion.** The results are presented as 3D displacement fields, cutting force chart and result wall thickness colorful heatmap. Modelling results analysis allows to conclude that the workpiece flexibility immensely affects the wall final geometry. The obtained deflections are quite sophisticated and irregular that confirms the relevance of numerical modelling approach to predict milling accuracy.

For citation: Eremeykin P.A., Zhargalova A.D., Gavriushin S.S. Problem of technological deformations of thin-walled workpieces during milling. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 17–27. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-17-27. (In Russian).

References

1. Budak E. Analytical models for high performance milling. Pt. 1. Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, vol. 46, no. 12–13, pp. 1478–1488. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.09.009.
2. Masmali M., Mathew P. Application of a variable flow stress machining theory to helical end milling. *Machining Science and Technology*, 2018, vol. 22, no. 1, pp. 1–29. DOI: 10.1080/10910344.2017.1336182.
3. Huang Y., Zhang X., Xiong Y. Finite element analysis of machining thin-wall parts: error prediction and stability analysis. *Finite element analysis: applications in mechanical engineering*. Ed. by F. Ebrahimi. Rijeka, Croatia, InTech, 2012, pp. 327–354. DOI: 10.5772/50374.
4. Liu S., Ratchev S., Huang W., Becker A. Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, vol. 44, no. 15, pp. 1629–1641. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2004.06.001.

* Corresponding author

Eremeykin Petr A., Post-graduate student
 Mechanical Engineering Research Institute
 of the Russian Academy of Sciences
 4 Maly Kharitonievskiy Pereulok
 101990, Moscow, Russian Federation
 Tel.: +7 (916) 662-57-38, e-mail: eremeykin@gmail.com

5. Shrikrishna N.J., Gururaj B. Three-dimensional finite element based numerical simulation of machining of thin-wall components with varying wall constraints. *Journal of the Institution of Engineers (India): Series C*, 2017, vol. 98, no. 3, pp. 343–352. DOI: 10.1007/s40032-016-0246-9.
6. Izamshah R., Ding S., Mo J.P.T. Finite element analysis of machining thin-wall parts. *Key Engineering Materials*, 2010, vol. 458, pp. 283–288. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.458.283.
7. Loehea J., Zaeha M.F., Roescha O. In-process deformation measurement of thin-walled workpieces. *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*, 2012, vol. 1, pp. 546–551. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.097.
8. Isaev A., Grechishnikov V., Pivkin P., Kozochkin M., Ilyuhin Y., Vorotnikov A. Machining of thin-walled parts produced by additive manufacturing technologies. *Procedia CIRP*, 2016, vol. 41, pp. 1023–1026. DOI: 10.1016/j.procir.2015.08.088.
9. Scippa A., Grossi N., Campatelli G. FEM based cutting velocity selection for thin walled part machining. *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC 2014*, 2014, vol. 14, pp. 287–292. DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.023.
10. Zelinski P. 10 tips for titanium. *Modern Machine Shop*. 2013. Available at: <https://www.mmsonline.com/articles/10-tips-for-titanium> (accessed 12.08.2019).
11. Grabowski R., Denkena B., Köhler J. Prediction of process forces and stability of end mills with complex geometries. *Procedia CIRP*, 2014, vol. 14, pp. 119–124. DOI: 10.1016/j.procir.2014.03.101.
12. Jixiong F., Bin L., Juliang X., Mei D., Shuai Y., Xiaofeng Z., Jin Z. Investigation of moving fixture on deformation suppression during milling process of thin-walled structures. *Journal of Manufacturing Processes*, 2018, vol. 32, pp. 403–411. DOI: 10.1016/j.jmapro.2018.03.011.
13. Zhargalova A.D., Gavryushin S.C., Lazarenko G.P., Semisalov V.I. Metod opredeleniya uslovii mekhanicheskoi obrabotki tonkostennykh detalei [Method for determining the processing conditions of thin-walled parts]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroyeniye = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 2015, no. 1, pp. 53–60. DOI: 10.18698/0536-1044-2015-11-53-61.
14. Eremeykin P., Zhargalova A., Gavriushin S. A software system for thin-walled parts deformation analysis. *AIMEE 2017: Advances in Artificial Systems for Medicine and Education*. Cham, Springer, 2017, pp. 259–265. DOI: 10.1007/978-3-319-67349-3_24.
15. Eremeykin P., Zhargalova A., Gavriushin S. Experimental substantiation of soft cutting modes method. *AIMEE 2018: Advances in Artificial Systems for Medicine and Education II*. Cham, Springer, 2019, pp. 539–547. DOI: 10.1007/978-3-030-12082-5_49.
16. Bilstein R.E. *Stages to Saturn: a technological history of the Apollo/Saturn launch vehicle*. Washington, DC, NASA History Office, 1996. 511 p.
17. Johnson G.R., Cook W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, The Hague, The Netherlands, 1983, pp. 541–547.
18. Murugesan M., Dong W.J. Johnson Cook material and failure model parameters estimation of AISI-1045 medium carbon steel for metal forming applications. *Materials*, 2019, vol. 609, no. 12, p. 02.
19. Sohail A., Mushtaq K., Syed J.H.I., Muhammad F. Numerical and experimental investigation of Johnson–Cook material models for aluminum (Al 6061-T6) alloy using orthogonal machining approach. *Advances in Mechanical Engineering*, 2018, vol. 10, no. 9, pp. 1–14. DOI: 10.1177/1687814018797794.
20. Campatelli G., Scippa A. Prediction of milling cutting force coefficients for aluminum 6082-T4. *5th CIRP Conference on High Performance Cutting 2012*, 2012, vol. 1, pp. 563–568. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.100.

Conflicts of Interest

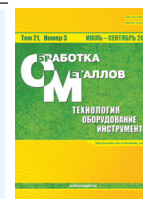
The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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



Модуль интеллектуальной обработки САМ-системы

Олег Михалев ^{а, *}, Александр Янюшкин ^б

Чувашский государственный университет им. И.Н. Ульянова, пр-т Московский, д. 15, г. Чебоксары, Чувашская Республика, 428015, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0003-1223-486X>,  Mih_tm@mail.ru, ^б  <https://orcid.org/0000-0003-1969-7840>,  yanyushkinas@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.91

История статьи:

Поступила: 01 марта 2019
Рецензирование: 23 июля 2019
Принята к печати: 15 августа 2019
Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Интеллектуальная обработка
CAD/CAM-система
Управляющая программа
Проектирование обработки
Обработка на станках с ЧПУ

АННОТАЦИЯ

Введение. Ракетно-космическая отрасль является одной из самых серьезных отраслей промышленности. Она непрерывно ставит все более сложные задачи, решение которых возможно только с появлением новых и уникальных технологий. Сегодня, как и прежде, перед ракетно-космической отраслью стоят сверхамбициозные задачи как по совершенствованию самих космических аппаратов, так и по удешевлению их производства. Стоимость одного запуска космического корабля исчисляется миллиардами рублей, что резко тормозит развитие отрасли и поэтому требует максимального внимания. Высокая стоимость обработки деталей ракетно-космической отрасли обусловлена множеством сложностей, заключающихся в усложнении конструкции деталей, в использовании суперсплавов, способных работать в экстремальных условиях высоких температур и нагрузок, а потому и трудно поддающихся обработке, а также и в возросших требованиях к качеству изготовления. В связи с этим сегодня появляются, а также и наиболее остро требуются новые подходы к обработке, которые, в свою очередь, находят отражение в высокой трудоемкости технологического проектирования и огромных сроках производства. **Цель работы:** разработка способа максимального снижения трудоемкости и сроков проектирования эффективной обработки сложных деталей ракетно-космической отрасли. **Методы исследования.** Большие резервы по совершенствованию технологии обработки деталей, а также сокращению сроков производства лежат в области цифровых технологий. Поэтому основным методом исследования является анализ существующих решений в области новых стратегий обработки сложных деталей и автоматизации их проектирования, нахождение узких мест в современных САМ-системах (*Computer-Aided Manufacturing*), а также разбор успешных кейсов по автоматизации задач проектирования эффективной обработки особенно деталей из материалов, трудно поддающихся обработке. **Результаты и обсуждение.** Анализ вопроса показал, что при проектировании обработки в САМ-системе отсутствуют тесные связи управляющей программы с технологией, станком, инструментом и деталью. Эти связи по-прежнему реализуются человеком и напрямую зависят от его опыта, что делает проектирование некачественным, неэффективным и все больше нерентабельным. Автоматизация подобных связей повысит качество проектирования и самой обработки, высвободит человеческие ресурсы из рутинной работы, а также снизит сроки и трудоемкость проектирования, что позитивно скажется на результатах и стоимости производства ракетно-космической и другой техники. Результатом подобной автоматизации является модуль интеллектуальной обработки для САМ-системы. Часть задач, решаемые модулем и реализованные в виде самостоятельных библиотек, уже сегодня успешно зарекомендовали себя и используются на различных предприятиях.

Для цитирования: Михалев О.Н., Янюшкин А.С. Модуль интеллектуальной обработки САМ-системы // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 28–41. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-28-41.

Введение

Ракетно-космическая отрасль всегда была и будет одной из самых передовых отраслей промышленности, ее заслуги по покорению космоса демонстрируют безграничные возможности все-

го человечества. В то же время это одна из самых сложных и технологичных отраслей, она аккумулирует все передовые достижения из множества сфер знаний. Ракеты-носители, спутники, международная космическая станция и множество других космических аппаратов представляют собой самые высокотехнологичные изделия, совершенство человеческой мысли на определенный период времени развития общества.

Непрерывный процесс совершенствования космических аппаратов расширяет их возмож-

*Адрес для переписки

Михалев Олег Николаевич, к.т.н., инженер
Чувашский государственный университет им. И.Н. Ульянова,
пр-т Московский, д. 15,
428015, г. Чебоксары, Чувашская Республика, Россия
Тел.: +7 (985) 55-333-48, e-mail: mih_tm@mail.ru

ности, но вместе с тем повышает их сложность. В современном ракетостроении используются новые материалы, более современные конструкции деталей, к которым предъявляются высокие требования к точности, шероховатости, твердости и другим качественным характеристикам. Такие детали отличаются высокими эксплуатационными свойствами, но вместе с тем и трудностями, связанными с их обработкой.

На фоне новых научных открытий и совершенствований космической техники перед ракетно-космической отраслью ставятся новые амбициозные планы по созданию сверхтяжелой ракеты, ракеты с многоразовой первой ступенью и полностью многоразовой возвращаемой ракеты, многоразового беспилотного космического летательного аппарата по реализации лунной программы, а также множество других глобальных проектов. Однако самой главной задачей является удешевление производства космических кораблей и аппаратов. Высокая стоимость ракет не дает возможности для реализации современных проектов. Для решения данной задачи необходимо значительное совершенствование как технологии производства сложных ракетно-космических деталей, так и процесса технологического проектирования.

Современные производства оснащены станками с ЧПУ, роботизированными ячейками и другим автоматизированным оборудованием, работающим по управляющей программе (УП). Под влиянием усложнения деталей ракетно-космической отрасли разрабатываются новые станки со сложными кинематическими схемами наподобие пятикоординатных токарно-фрезерных станков, позволяющих вести обработку деталей со сложными поверхностями за один установ. Кроме того, станки оснащаются аддитивными технологиями. Программирование подобного оборудования для выпуска деталей со сложными криволинейными поверхностями, требующими переменные оси инструментов во время резания высокой точности и качества, являются непростой задачей, решение которой возможно только с использованием современных САМ-систем, обладающих серьезным математическим обеспечением. Не все САМ-системы могут справиться с данной задачей ввиду сложности математического моделирования подобных процессов обработки.

Добавочную сложность создают свойства обрабатываемых материалов. Кроме новых композиционных материалов, в ракетно-космической отрасли широко используются титановые и жаропрочные сплавы, обладающие уникальными свойствами. Например, титановые сплавы имеют небольшую плотность, но высокую удельную прочность и высокую коррозионную стойкость, а жаропрочные сплавы обладают особо высокими свойствами по жаропрочности и жаростойкости, они способны выдерживать механические нагрузки при высоких температурах в течение продолжительного времени. Такие способности металлического материала нашли широкое применение в ракетно-космической отрасли. Примером могут служить детали, представленные на рис. 1. Однако из-за этих свойств материалов, их химического состава и легирующих элементов данные материалы плохо поддаются механической обработке.

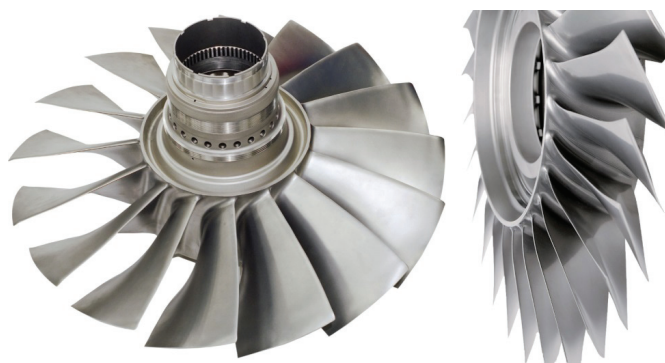


Рис. 1. Детали ракетно-космической отрасли

Fig. 1. Details of the rocket and space industry

При обработке таких материалов в силу их низкой теплопроводности затруднен отвод тепла из зоны резания, таким образом, тепловая нагрузка ложится на инструмент, что приводит к его быстрому изнашиванию. Кроме того, создаются большие силы резания, происходит налипание частиц материала на инструмент, что дополнительно способствует повышению силы трения и также быстрому износу инструмента. В итоге традиционные стратегии обработки приводят к снижению режимов резания и производительности обработки, а также к усложнению получения высокого качества обрабатываемых поверхностей.

Для обработки подобных материалов требуется новый подход, необходимо эффективно

использовать инструмент, не перегружать его, чтобы не допускать быстрого износа, но при этом обеспечивать максимальные объемы удаления материала. Это возможно за счет построения максимально сглаженной траектории перемещения инструмента, обеспечения оптимальных режимов резания, равномерной нагрузки на инструмент в любой точке траектории, и все это с учетом определенных условий обработки – конкретного станка, материала, инструмента. Это возможно только с помощью систем автоматизированного проектирования – САМ-систем, так как человек не способен быстро выполнять множество сложных расчетов.

Однако при разработке УП в САМ-системе наблюдается отсутствие ее тесной связи с технологическим процессом, характеристиками станков, инструментов и детали, организация подобной связи осуществляется силами программиста и полностью зависит от его знаний и опыта. Как следствие, обработка получается не максимально эффективной, так как учесть все вручную довольно сложно.

Необходимо создание специального интеллектуального модуля для САМ-системы, позволяющего учитывать характеристики станка, инструмента, обрабатываемого материала и других характеристик технологической системы при генерации траектории перемещения инструмента. Одной из сложностей является создание математического обеспечения, позволяющего производить расчеты как сложных кривых траектории, так и множество других параметров обработки в целях максимальной производительности и благоприятных условий для резания в любой точке траектории [1, 2].

Если обработка обычных конструкционных материалов не вызывает столько сложностей, то при обработке труднообрабатываемых материалов, таких как нержавеющие, титановые, жаропрочные и другие новейшие сплавы, широко применяемых в ракетно-космической и авиационной промышленности, потребность в подобном интеллектуальном модуле стоит наиболее остро [3].

Отдельной задачей является задача сокращения времени перехода от проектирования к производству новых деталей и изделий. При том, что хотя конструк-

торская и технологическая подготовка и идут с использованием систем автоматизированного проектирования, однако этого становится недостаточным в условиях низких сроков по реализации амбициозных проектов ракетно-космической отрасли, требующих огромного количества новых деталей.

Необходимо совершенствование 3d-моделей деталей, так как они уже сегодня становятся исходной информацией для проектирования технологии и УП. Современная 3d-модель кроме трехмерной геометрии должна нести еще и целый ряд дополнительной информации по ее точности и качеству (рис. 2), благодаря которым система автоматизированно будет способна распознавать элементы детали, подбирать инструменты, рассчитывать режимы резания и обрабатывать множество других данных. Таким образом, по конструкторской 3d-модели технолог сможет быстро сформировать прогрессивную технологию обработки, а также создать эффективную УП. Ввиду такой тесной работы конструкторско-технологическая подготовка должна вестись в едином цифровом пространстве [4].

Таким образом, между тем как осуществляется сегодня технологическое проектирование и как оно должно осуществляться есть большой разрыв. С учетом резкой необходимости в удешевлении производства ракет, а также возросшей сложности деталей задача по совершенствованию автоматизированного проектирования становится одной из самых важных.

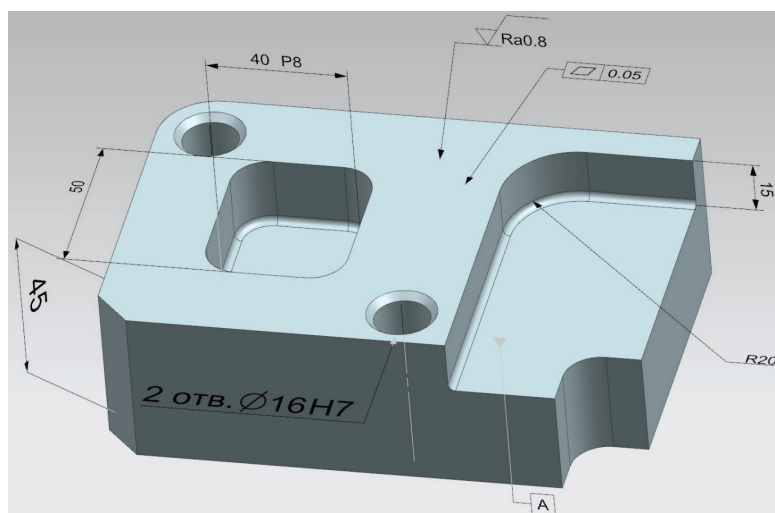


Рис. 2. 3d-модель с параметрами точности элементов

Fig. 2. 3d-model with parameters of elements accuracy

Методика исследований

Решение задачи интеллектуальной обработки деталей и снижения сроков от чертежа до готовой продукции по большей части лежит в области цифровых технологий.

В настоящее время все больше задач при проектировании УП для станков с ЧПУ решается более автоматизированно, практически у каждой САМ-системы наблюдаются свои инновации в данном направлении.

Анализ CAD/CAM-систем показал, что множество решений лежит в области оцифровывания или цифровизации различных данных, таким образом, появляются библиотеки 3d-моделей различных компонентов технологической системы, интегрированные базы данных всех видов информации и любых форматов, новые динамически подключаемые библиотеки и т. д.

Одним из успешных примеров подобной автоматизации может служить кейс совместной работы MasterCAM и Sandvik Coromant, в ходе которой была интегрирована библиотека инструментов CoroPlus ToolLibrary в систему MasterCAM. Благодаря этому значительно сократилось время на подбор инструментов, а также стало возможным создание любых 3d-сборок инструментов в считанные секунды путем вызова нужных компонентов из библиотеки. Подобная 3d-модель инструмента имеет более точную геометрию, чем упрощенная, созданная вручную по каталогам, впоследствии эта 3d-модель участвует в процессе разработки УП, её симуляции, а также генерации технологической документации и других данных. Еще одним преимуществом данного кейса служит обновление базы данных инструментов, поэтому пропустить появление новых инструментов становится невозможным. MasterCAM же при этом вынужден выпускать новые расчетные модули для работы с современными инструментами, автоматизирующими новые задачи.

Этот кейс показал, что подбор инструментов путем online подборщиков или отдельных offline программ не лучший вариант для разработчиков УП, так как найденного обозначения инструмента недостаточно, так как его нужно занести в САМ-систему, что является двойной работой. Необходимо интегрировать подборщики инструментов в САМ-систему, таким образом, подбор

инструмента будет проходить один раз и более автоматизированно, при этом информация об инструменте может быть использована различными модулями системы для решения сопутствующих задач автоматически без участия человека. Кроме того, данный кейс показал, что совершенствование самой САМ-системы под новые методы обработки новыми инструментами проходит быстрее, как это и произошло с технологией PrimeTurning.

Недостатком этого решения является то, что в базе присутствует только один производитель инструментов. Ввиду этого необходимо интегрировать инструменты и других производителей по подобной схеме. Такую интеграцию новинкой назвать сложно, но в качестве примера оцифрования данных она подходит как проверенное решение.

Кроме оцифровки и переработки данных появляются также и более «продвинутые» возможности в современных CAD/CAM-системах, например, разработка симуляции обработки на станке с большой детализацией процесса с целью контроля спроектированной управляющей программы. Для этого разрабатываются цифровые двойники изделий, механизмов, станков, оборудования и других элементов.

Еще один кейс – распознавание конструктивных элементов 3d-модели детали с автоматической генерацией обработки данных элементов, в том числе с подбором инструментов. Подобная возможность имеется в системе NX (Siemens) и получает все большее распространение в других САМ-системах. Основные принципы данной концепции заложены в работе «Модульной технологии», для ее реализации требуется более масштабный подход, в котором систематизируются и классифицируются все конструктивные элементы (КЭ) деталей [5]. Так, все САМ-системы будут использовать единые определения КЭ и развиваться в одном направлении.

Модульная технология накладывает определенные требования к созданию 3d-моделей, конструкторы должны указывать все допуски размеров и расположения КЭ, параметры шероховатости в свойствах элементов 3d-модели. Это добавляет работы для конструкторов по созданию такой подробной 3d-модели деталей, но в дальнейшем она даст намного больший результат, упростив работу множества специали-

стов и исключить повторные работы. Благодаря этому системы автоматизированного проектирования технологической подготовки производства – CAPP-системы (Computer-Aided Process Planning), а также и САМ-системы будут использовать эти параметры модели при создании как техпроцессов, так и УП.

На примере системы NX распознавание элементов выглядит следующим образом (рис. 3). Для выбранной детали задаются параметры поиска элементов – это может быть параметр, выбирающий КЭ, расположенные только вдоль оси Z, что полезно при их обработке на трехкоординатном станке, а также возможно множество других фильтров. После этого задается команда поиска элементов, и система находит все элементы, подходящие под фильтр поиска. Дерево элементов (рис. 3) сформировано системой самостоятельно. Выбрав курсором необходимые элементы или все элементы целиком, можно уже задать команду их обработки, для примера выбран элемент «карман». Система, использующая параметры точности и шероховатости, указанные на рис. 2, подберет инструменты и сгенерирует траекторию их перемещения. При этом имеется приоритет видов обработки, всегда предлагается более экономичная обработка в данном конкретном случае. Система хорошо справляется даже с элементами, требующими нескольких инструментов – многопроходной обработки. Сегодня разработка УП происходит подобным образом,

такой метод позитивно сказывается на сроках проектирования, а также подчеркивает актуальность и важность развития данного направления в САМ-системах. Несмотря на хорошие результаты данный способ все же не идеален, так как фильтр нахождения КЭ и множество других решений принимает человек.

Таких кейсов или возможностей автоматизации в САМ-системах становится всё больше и больше, они значительно ускоряют разработку УП, хотя принятие большинства решений все еще остается по-прежнему за человеком [6–11].

Поэтому наибольший интерес на сегодняшний день представляют именно САМ-системы, которые самостоятельно могут принимать большинство решений за человека. Среди успешных кейсов можно отметить модуль для высокоэффективной обработки iMachining компании SolidCAM и похожий модуль от Siemens в системе NX. В данных модулях налажена связь между УП и станком, инструментом, обрабатываемым материалом. Таким образом, используются ресурсы с максимальной отдачей, например, инструмент работает по возможности всей рабочей частью фрезы, что продлевает его стойкость и увеличивает производительность, а станок работает на максимальных, но благоприятных нагрузках, что также продлевает его срок службы. Для обработки используются плавные траектории и другие эффективные стратегии. Все это в совокупности ускоряет процесс как разработки

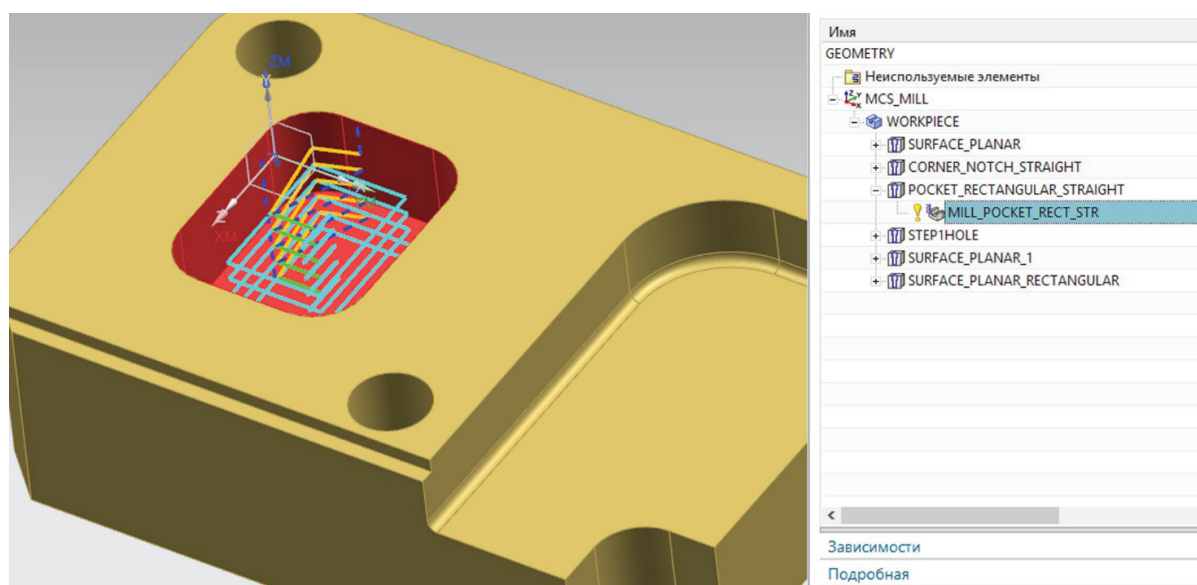


Рис. 3. Распознавание элементов в системе NX

Fig. 3. Recognition of elements in the NX system

УП, так и самой обработки в сравнении с традиционными методами проектирования и обработки детали. Рассмотрим подобный модуль для высокоэффективной обработки более подробно.

Все станки с ЧПУ обладают различными техническими характеристиками, динамическими и статическими свойствами, качеством, конструкцией и множеством других параметров. Ввиду данных различий обработка одной и той же детали на каждом станке происходит по-разному – с различными режимами, стратегиями и другими показателями обработки, которые указываются в САМ-системе на этапе программирования УП.

В большинстве модулей для разработки управляющих программ в САМ-системе все показатели обработки устанавливаются на усмотрение технолога-программиста, что чаще всего является неоптимально. В момент обработки происходит либо перегрузка станка и инструмента, что ведет к снижению их срока службы, либо неиспользование всех их возможностей, что, в свою очередь, ведет к низкой производительности. Как видно, и тот и другой случай являются неоптимальными, а найти ту золотую середину, когда обработка будет происходить максимально быстро и при этом обеспечивать долгий срок службы станка и инструмента, вручную довольно сложно, практически невозможно и нерентабельно.

Этот процесс и подвергся автоматизации в модулях для высокоэффективной обработки, в которых в ходе проектирования учитываются все характеристики оборудования, инструмента и обрабатываемого материала. Таким образом, спроектированная обработка будет протекать быстро и в благоприятных условиях без перегрузок, модуль рассчитывает нагрузки и делает их в каждой части траектории одинаковыми. За счет плавности траектории и отсутствия скачков нагрузок будет достигаться и максимальная производительность, необходимое качество обработки, максимальный срок службы станка, а также и максимальная стойкость инструмента, т. е. будет найдена та самая золотая середина.

Все режимы резания модуль рассчитывает самостоятельно с учетом нагрузки на инструмент и станок, причем делает это автоматически. Поэтому УП, созданная в таком модуле, максимально соответствует

конкретному станку, инструменту и обрабатываемому материалу.

Для плавности хода инструмента используются полиморфные спирали (рис. 4), возможно, местами они похожи на трохойды, однако имеют более сложную геометрию, что также сказывается на сложности кода УП. Ручной или полуавтоматизированный расчет траектории в виде данных спиралей и написание по ним УП (рис. 5) потребует много сил и времени, что также является нерентабельным.

Особое значение подобные модули имеют при проектировании обработки труднообрабатываемых материалов, например, титана, аустенитной нержавеющей стали, жаропрочных сплавов, закаленных сталей и многих других [3]. Традиционная обработка с большой глубиной и шириной резания на низких режимах таких материалов вызывает сложности в силу множества причин, а именно высоких сил резания, в том числе и неиспользования всей режущей части инструмента, что сказывается на низкой стойкости и нерациональном использовании инструмента. Применение подобных модулей обработки не только делает обработку труднообрабатываемых материалов более стабильной и производительной, но увеличивает стойкость инструмента, позволяет использовать его эффективно, что всесторонне ведет к экономической выгоде. При этом происходит и снижение трудоемкости самого проектирования обработки деталей.

Реализация различных возможностей или кейсов автоматизации приводит к развитию САМ-систем. Следующим шагом к построению цифрового производства в разрезе САМ-систем

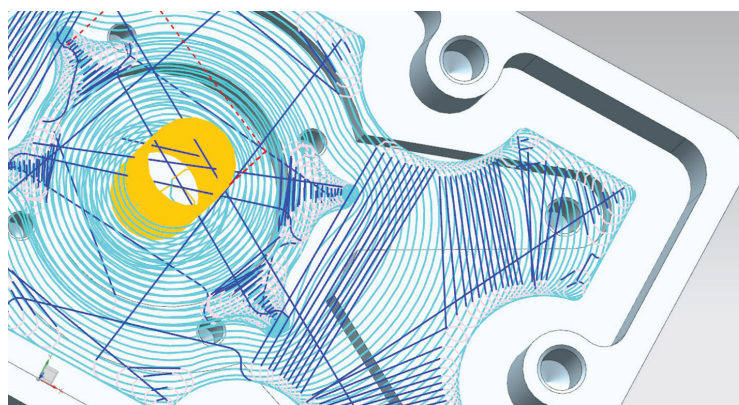


Рис. 4. Плавная траектория модуля iMachining

Fig. 4. Smooth trajectory of the iMachining module

```

N3020 X3.1818 Y2.519 I1.4968 J-.4567 F44.1
N3030 X3.1647 Y2.3711 I.8366 J-.1713
N3040 X3.1715 Y2.2594 I.8884 J-.0025
N3050 X3.1928 Y2.1567 I.8261 J.1181
N3060 X3.2246 Y2.0674 I1.6568 J.5402 F44.9
N3070 X3.2574 Y1.998 I1.2595 J.552
N3080 X3.3396 Y1.8734 I.8714 J.4853
N3090 X3.4433 Y1.7663 I.6573 J.5327
N3100 X3.6481 Y1.6419 I.5016 J.5955 F44.2
N3110 X3.6975 Y1.6236 I.3924 J.9831
N3120 X3.9316 Y1.5849 I.2473 J.767
N3130 X4.1356 Y1.61 I.0033 J.8142
N3140 X4.3064 Y1.677 I-.212 J.7915 F44.3
N3150 X4.4928 Y1.8177 I-.3891 J.7094
N3160 X4.5769 Y1.9198 I-.621 J.5968
N3170 X4.6284 Y2.0067 I-1.3129 J.837
N3180 X4.6621 Y2.0792 I-1.2816 J.6389 F44.9
N3190 X4.7052 Y2.2204 I-.9612 J.3707
N3200 X4.7202 Y2.3192 I-.8979 J.1869
N3210 X4.7006 Y2.5702 I-.7733 J.0658
N3220 X4.6695 Y2.6669 I-1.5037 J-.429 F45.3
N3230 X4.6356 Y2.7437 I-1.2139 J-.4903
    
```

Рис. 5. Управляющая программа модуля iMachining

Fig. 5. The control program of the iMachining module

является получение обратной связи от инструмента и оборудования. Современное оборудование все больше наделяется возможностями для общения как с другими устройствами, так и с человеком, начинает входить в мир интернет-вещей. Для этого в оборудовании устанавливаются различные датчики, способные собирать всевозможные данные и анализировать их в момент работы станка. Вся эта информация систематизируется и представляется человеку в удобном для него виде, так мы можем получить больше информации о ходе обработки, чем сейчас.

Мы можем знать реальные нагрузки на инструмент и узлах оборудования в различных моментах времени, корректировать и оптимизировать процесс обработки, находить золотую середину между стойкостью инструмента и производительностью обработки в конкретных случаях.

Подобное оборудование самостоятельно предупредит о возможных поломках, а также плановых ремонтах, что снизит время простоя оборудования. Кроме того, это открывает множество других возможностей для аналитики, диспетчеризации и других отделов предприятия. Для технолога-программиста такая возможность полезна в плане совершенствования процесса

обработки и всего технологического процесса. Тем не менее необходимо стремиться к получению эффективной обработки еще на этапе проектирования, а обратная связь – лишь проверка и доведение результатов проектирования до совершенства. Поэтому так важно научить САМ-систему принимать множество правильных решений самостоятельно.

Сложность изделий в ракетно-космической отрасли в ряде случаев не позволяет использовать стандартные металлорежущие инструменты. Практически все изделия данной отрасли изготавливаются из цельного металла и отсутствует возможность сделать сборную или сварную конструкцию детали из нескольких частей. В связи с этим частой задачей для таких деталей является обработка глубоких карманов, глубоких отверстий, глубоких канавок, полузакрытых каналов, замков и других элементов, доступ к которым для инструмента затруднен.

Необходимо использование специальных инструментов (рис. 6) под данные элементы. Проектирование специальных инструментов имеет множество различных особенностей, требует от проектировщика большого опыта и богатых знаний, кроме того, значительного времени для проектирования специального инструмента.

Богатым опытом в области специальных инструментов для обработки труднообрабатываемых деталей обладает компания Sandvik

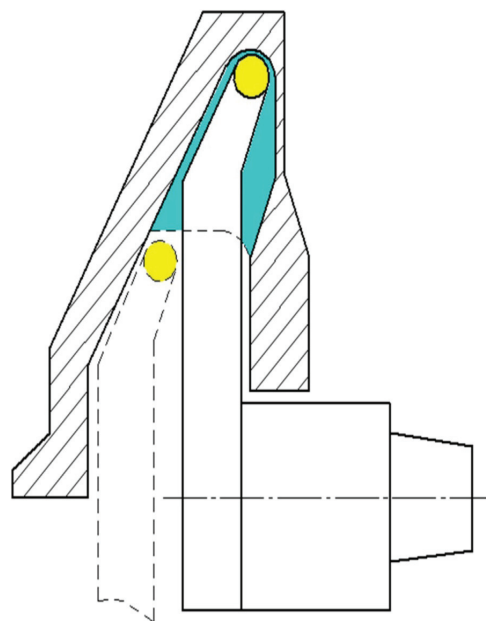


Рис. 6. Специальный инструмент

Fig. 6. Special tool

Cornomant. Ее мировой опыт решения различных задач в космической отрасли показывает, что необходимо к задаче подходить комплексно, учитывать стружкоудаление, жесткость конструкции, стратегию обработки, режимы резания, экономичность, подвод СОЖ в зону резания, применение демпферной части и множество других данных. Автоматизировать такой процесс пока довольно сложно и возможно только на уровне искусственного интеллекта. Однако основы для автоматизации этого процесса закладываются уже сегодня. Большинство специальных инструментов поддается автоматизации и все больше предприятий используют такую возможность.

Автоматизация проектирования металлорежущих инструментов является одной из важных задач, тесно связанной с задачей снижения сроков выпуска новой продукции. Задача довольно обширная и включает в себя множество модулей, таких как САПР сверл, САПР фрез, САПР зенкеров и других видов инструментов, включая вспомогательные инструменты [12–14]. После расчета основных параметров инструмента система автоматически строит его 3d-модель и чертеж в CAD-системе с оптимальными характеристиками, рассчитанными на заданную нагрузку.

Отличным примером автоматического получения чертежа инструмента служит модуль «Инструмент» системы САПР ТПП ЧПУ (рис. 7) [15]. Данный модуль создан в виде библиотеки для системы Компас-3D. После выбора нужного инструмента модуль автоматически построит его

чертеж в графическом окне. Аналогичным образом можно создавать инструмент нестандартных размеров и тут же передавать его в отдел планирования и в инструментальный цех предприятия для его быстрого производства. Время от разработки нового инструмента до производства сокращается в разы. В модуле реализованы решения автоматизации геометрических и графических задач [16].

Результаты и их обсуждение

Рассмотренные выше кейсы обнаруживают большой прогресс в области автоматизации в САМ-системах, однако стоит отметить, что все они носят точечный характер: в каждой САМ-системе реализована только часть возможностей, поэтому, работая в одной САМ-системе, остается ощущение ее ограниченности. Но самым главным недостатком таких систем является низкая степень автоматизации принятия решений.

Причина данного недостатка – в отсутствии в них четких взаимосвязей между обработкой, станком, инструментами и обрабатываемым материалом, что серьезно ограничивает их возможности.

Кроме того, каждый кейс имеет как значительные преимущества, так и недостатки, например, модули для прогрессивной обработки требуют ввода данных об инструменте, что опять-таки обязывает технолога-программиста подбирать инструмент вручную, опираясь на

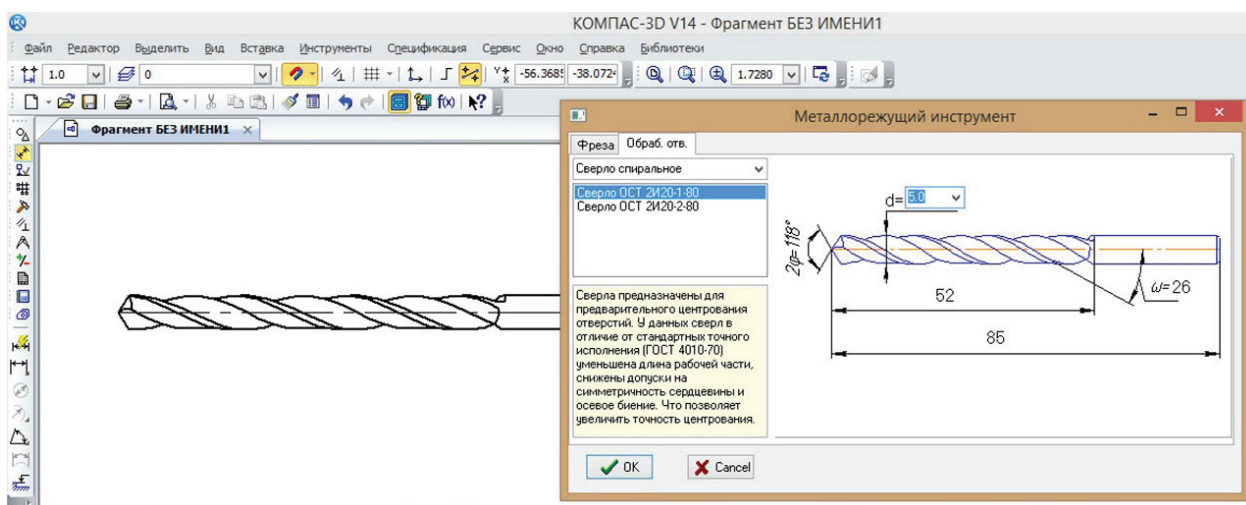


Рис. 7. Модуль Инструмент для Компас-3D

Fig. 7. Tool module for Compass-3D

свой опыт. После подбора инструмента модуль сможет продолжать работу, выполняя множество сложнейших расчетов полностью в автоматическом режиме.

Использование библиотеки для поиска инструментальных наладок и построения их 3d-модели удобно, но выбор осуществляется опять на основе опыта человека под индивидуальную задачу технолога-программиста, что также является недостатком.

Проектирование технологических процессов или последовательности обработки элементов детали также осуществляется по большей части человеком.

Как видно, доля человеческого труда остается достаточно большой в общем процессе проектирования. Поэтому только дальнейшее развитие и объединение всех подобных возможностей может дать колоссальный синергетический эффект [17]. Задача состоит в том, чтобы САМ-система самостоятельно строила эффективную последовательность обработки детали, подбирала инструменты по 3d-модели детали из базы данных, рассчитывала режимы резания и строила траекторию для максимальной производительности под конкретный станок на основе различных расчетов. При этом необходимо, чтобы система в ходе проектирования опиралась на различный опыт и самостоятельно решала множество задач. Таким образом, задача выходит на уровень искусственного интеллекта, позволяющего самостоятельно принимать сложные решения при проектировании.

Однако стоит отметить, что цифровое представление данных, интегрированные базы данных, новые библиотеки, цифровые двойники, возможность распознавания конструктивных элементов, модули адаптивной обработки, датчики и продвинутая аналитика, а также множество других кейсов автоматизации – это всего лишь этап на пути к решению нашей задачи. Важнейшей частью является установление тесных взаимосвязей между УП, станком, инструментом, деталью и технологией, благодаря которым САМ-система сможет самостоятельно принимать все необходимые решения. Данные взаимосвязи были описаны в виде блок-схемы, представленной на рис. 8.

Таким образом, исследования свелись к разработке алгоритма и математического обе-



Рис. 8. Взаимосвязи УП с элементами проектирования

Fig. 8. The relationship of CNC-program with design elements

спечения модуля интеллектуальной обработки САМ-системы, которые позволят установить подобные взаимосвязи и наделят систему свойствами автоматического принятия большинства решений. Подобный алгоритм должен отвечать множествам требований, в том числе и требованиям самообучения.

Разработанный на основе данной теории модуль для интеллектуальной обработки точных отверстий системы САПР ТПП ЧПУ показал значительный прогресс. С его помощью проектирование обработки точных сложных отверстий происходит минимум в два раза быстрее существующих решений по автоматизации обработки, в том числе передовых систем [15], что доказывает правильность теории установления взаимосвязей и верность построения алгоритмов модуля.

Обработка точного ступенчатого отверстия, например представленного на рис. 9, является достаточно трудоемкой операцией, состоящей из нескольких переходов. Для ее проектирования необходимо подобрать множество инструментов, рассчитать режимы резания, последовательность обработки и продумать множество других данных для каждого перехода [18, 19].

После указания размеров и показателей точности отверстия модуль самостоятельно сфор-

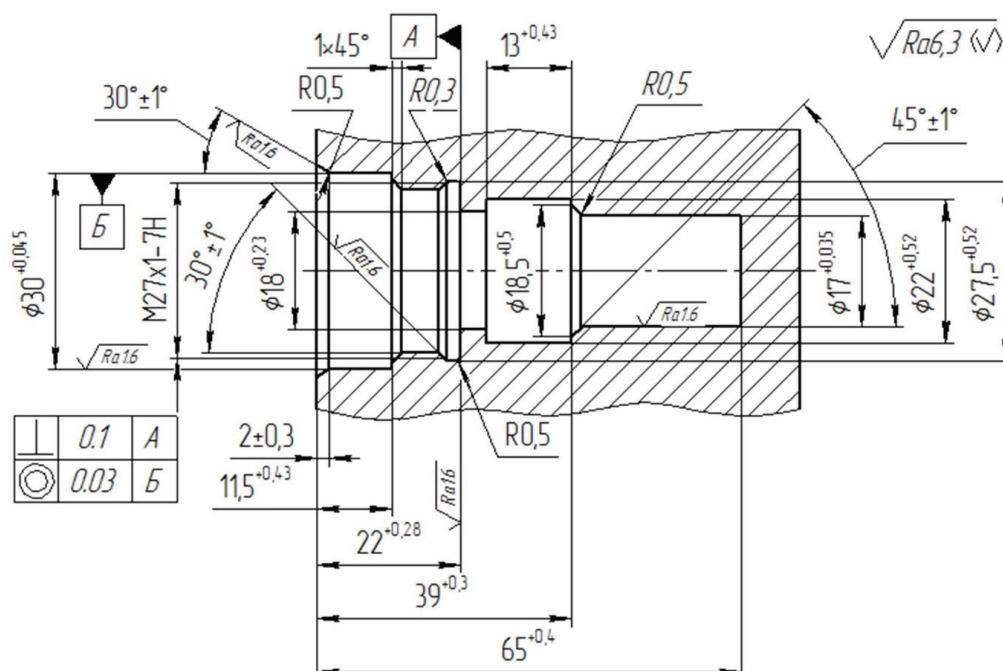


Рис. 9. Точное ступенчатое отверстие

Fig. 9. Precise stepped hole

мирует технологию обработки отверстия, подберет необходимые инструменты, подготовит данные для постпроцессирования УП под необходимую стойку ЧПУ, а также сформирует графическую карту наладки инструментов в системе Компас-3D в считанные секунды по принципу одной кнопки.

В существующих САМ-системах для программирования обработки данного отверстия даже в режиме распознавания элементов потребуется множество ручной работы, так как в базе системы нет правил для обработки подобных сложных элементов. Таким образом, получается полуавтоматический процесс программирования, где большинство задач придется решать человеку самостоятельно. Стоит отметить, что многие системы можно научить подобному алгоритму через правила обработки, однако, это целый дополнительный комплекс работ.

Хотя доля человеческого вовлечения в процесс проектирования в разработанном модуле снижена до 60...80 %, что является хорошим результатом, но этого недостаточно для достижения полностью автоматического режима, однако, реализованные в нем алгоритмы закладывают основу для реализации модуля с элементами искусственного интеллекта для обработки

не только точных отверстий, но и других элементов деталей.

Как работают данные взаимосвязи? Подобные связи задают последовательность решения задач автоматизированного проектирования, считывают исходные данные, создают определенные условия, ограничивающие выбор для решения индивидуальных задач, формируют запросы баз данных, анализируют множество информации, находят нужные данные, рассчитывают параметры, а также осуществляют множество других операций, и все это в автоматическом режиме в соответствии с заложенной логикой, а также с использованием богатого информационного обеспечения в виде оцифрованных данных.

Например, сложное ступенчатое точное отверстие модуль раздробит на отдельные элементарные элементы, сформирует последовательность их обработки с учетом показателей точности из базы данных, произведет обобщение всех маршрутов и сформирует один общий маршрут обработки сложного отверстия, подберет необходимые инструменты для каждого перехода, рассчитает множество параметров с учетом возможностей станка.

Уникальность любого интеллектуального модуля в том, что логику или мышление модуля можно реализовать гибко, ее можно развивать,

настраивать или обучать для решения уникальных задач проектирования. Когда модуль обучится множествам приемов, он сможет применять их в совершенно различных ситуациях даже там, где человек не догадался их применить. Кроме того, устранится функция подтверждения человеком различных этапов проектирования, а также ручного выбора различных вариантов развития событий, решения будут приниматься полностью интеллектуальным модулем САМ-системы.

Разработанный модуль обработки отверстий экономит до 80 % времени на проектирование обработки точных отверстий, тем самым снизятся сроки технологической подготовки производства [17, 20, 21]. Конечным результатом решения данной задачи станет еще большее высвобождение человеческих ресурсов из рутинных задач и перенаправление их в творческую область для разработки более совершенных устройств, средств автоматизации и других полезных объектов. Еще одним результатом станет возможность разработки качественной УП человеком с более низкой квалификацией, т. е. значительное снижение трудоемкости и сроков проведения проектных работ, что в итоге отразится на снижении себестоимости выпускаемых изделий.

Выводы

Разработанные взаимосвязи проектируемой обработки детали с данными о станках, инструментах и обрабатываемых материалах показали свое право на существование. Они были внедрены и опробованы в модуле обработки точных отверстий, а также интегрированы в систему Компас-3D, показали снижение сроков и трудоемкости проектирования до 80 % в зависимости от сложности решаемой задачи. Развитие данной теории обработки детали позволит снизить сроки и трудоемкость проектирования обработки всей детали в целом.

Создание модулей интеллектуальной обработки позволяет значительно повысить степень автоматизации современных CAD/CAM-систем, снизить трудоемкость и сроки разработки УП, а также повысить эффективность и качество обработки и тем самым привести к удешевлению производства, что является наиболее важной и перспективной задачей при обработке сложных

деталей в ракетно-космической отрасли. С помощью данных модулей проектировать качественные УП смогут специалисты более низкой квалификации, не имеющие богатого опыта работы.

Совершенствование CAD/CAM-систем является одним из ключевых направлений в области обработки на станках с ЧПУ, и модули для интеллектуального проектирования обработки являются важным составляющим данного развития.

Как и все проекты Четвертой промышленной революции, интеллектуальная обработка направлена на повышение производительности и рентабельности предприятий, а также их конкурентоспособности на мировом уровне. Интеллектуальная обработка имеет важное значение, так как напрямую влияет на производительность обработки и повышение срока службы оборудования и инструментов.

Внедрение Индустрии 4.0, в частности модулей для интеллектуальной обработки, в скором времени станет одним из главных инструментов конкурентоспособности предприятий, так как они напрямую влияют на себестоимость продукции.

Модули интеллектуальной обработки для САМ-систем, построенные на принципе взаимосвязей с данными об элементах технологической системы и, таким образом, способные автоматически принимать решения без участия человека, являются главным решением задачи снижения трудоемкости и сроков проектирования.

Список литературы

1. Алтатов Ю.Н. Математическое моделирование производственных процессов: учебное пособие. – 2-е изд., перераб. и доп. – Братск: БрГТУ, 2004. – 96 с.
2. Дружинский И.А. Сложные поверхности: математическое описание и технологическое обеспечение: справочник. – Л.: Машиностроение, 1985. – 263 с.
3. Михалёв О.Н., Янюшкин А.С. Высокопроизводительная механическая обработка труднообрабатываемых материалов на станках с ЧПУ // Перспективы развития технологий обработки и оборудования в машиностроении. – Курск: Университетская книга, 2018. – Вып. 3. – С. 232–235.
4. Михалёв О.Н., Янюшкин А.С. Единая среда для автоматизированного проектирования технологических процессов и генерации УП для станков с ЧПУ // Механика XXI века. – 2006. – № 5. – С. 230–232.

5. Базров Б.М. Модульная технология в машиностроении. – М.: Машиностроение, 2001. – 368 с.
6. Аверченков В.И., Капитальян И.А., Пархутик А.П. САПР технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учебное пособие для вузов. – Минск: Высшая школа, 1993. – 288 с.
7. Автоматизация проектирования технологических процессов в машиностроении / В.С. Корсаков, Н.М. Капустин, К.-Х. Темпельгоф, Х. Лихтенберг; под общ. ред. Н.М. Капустина. – М.: Машиностроение, 1985. – 304 с.
8. Бабук В.В., Шкред В.А. Проектирование технологических процессов механической обработки в машиностроении. – Минск: Высшая школа, 1983. – 256 с.
9. Дерябин А.П. Программирование технологических процессов для станков с ЧПУ. – М.: Машиностроение, 1984. – 223 с.
10. Диалоговое проектирование технологических процессов / Н.М. Капустин, В.В. Павлов, Л.А. Козлов и др. – М.: Машиностроение, 1983. – 255 с.
11. Диалоговая САПР технологических процессов: учебное пособие для вузов / В.Г. Митрофанов, Ю.М. Соломенцев, А.Г. Схиртладзе и др. – М.: Машиностроение, 2000. – 232 с.
12. Автоматизированное проектирование металлорежущего инструмента / В.А. Гречишников, Г.Н. Кирсанов, А.В. Катаев и др. – М.: Мосстанкин, 1984. – 107 с.
13. Иноземцев Г.Г. Проектирование металлорежущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1984. – 270 с.
14. Инструментальное обеспечение автоматизированного производства: учебник для машиностроительных специальностей вузов / В.А. Гречишников, А.Р. Маслов, Ю.М. Соломенцев и др.; под ред. Ю.М. Соломенцева. – М.: Высшая школа, 2001. – 271 с.
15. Патент на полезную модель 2008615315 Российская Федерация. Система автоматизированного проектирования технологической подготовки производства на станках с ЧПУ (САПР ТПП ЧПУ v. 1.0) / А.С. Янюшкин, О.Н. Михалев. – № 2008614323; заявл. 06.11.2008.
16. Автоматизированное проектирование. Геометрические и графические задачи / В.С. Полозов, О.А. Будеков, С.И. Ротков, Л.В. Широкова. – М.: Машиностроение, 1983. – 280 с.
17. Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. Perfection of the automated systems of machine-building manufactures // Proceedings of the 12th International Symposium “Materials, Methods & Technologies”. – Bulgaria, 2011. – P. 76.–81.
18. Баранов А.В. Повышение эффективности процессов лезвийной обработки отверстий осевым инструментом // Вестник машиностроения. – 1999. – № 6. – С. 40–42.
19. Инструменты для обработки точных отверстий / С.В. Кирсанов, В.А. Гречишников, А.Г. Схиртладзе, В.И. Кокарев. – 2-е изд., испр. и доп. – М.: Машиностроение, 2005. – 336 с. – (Библиотека инструментальщика).
20. Михалёв О.Н., Янюшкин А.С. Повышение степени автоматизации CAD/CAM-систем при проектировании обработки точных отверстий на многоцелевых станках с ЧПУ // Вестник компьютерных и информационных технологий. – 2008. – № 5. – С. 33.–38.

Конфликт интересов

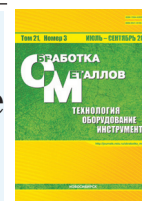
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



CAM–Systems Intelligent Processing Module

Oleg Mikhalev^{a, *}, Alexander Yanyushkin^{2, b}

I. N. Ulianov Chuvash State University, 15 Moskovsky Prospekt, Cheboksary, 428015, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0003-1223-486X>, Mih_tm@mail.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0003-1969-7840>, yanyushkinas@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 01 March 2019

Revised: 23 July 2019

Accepted: 15 August 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Intelligent machining

CAD/CAM-system

CNC-program

Machining design

Machining on CNC machines

ABSTRACT

Introduction. The rocket and space industry is one of the most complex industries, it continuously poses more and more complex tasks, the solution of which is possible only with the advent of new and unique technologies. Today, as before, the space rocket industry faces super-ambitious tasks both to improve the spacecraft themselves and to reduce the cost of their production. The cost of a single spacecraft launch is estimated at billions of rubles; this dramatically slows down the development of the industry and therefore requires maximum attention. The high cost of machining parts of the rocket and space industry is due to the many complexities involved in complicating the design of parts, in the use of superalloys capable of operating under extreme conditions of high temperatures and loads, and therefore difficult to process, as well as in increased requirements for quality. In this connection, today, as well as the most urgently needed, new approaches to processing, which in turn are reflected in the high complexity of technological design and the long production time. **The purpose of the work:** the development of a method for the maximum reduction of labor-intensiveness and terms of designing effective processing of complex parts of the rocket and space industry. **Research methods:** Large reserves to improve the technology of processing parts, as well as reducing production time lie in the field of digital technology. Therefore, the main research method is finding bottlenecks in CAM-systems, as well as successful cases on automating the design tasks for efficient processing of especially parts from materials that are difficult to process. **Results and discussion:** Analysis of the issue showed that when designing the processing in the CAM system there are no close links between the control program and technology, machine, tool and detail, these links are still implemented by a person and directly depend on his experience, which makes the design not quality, not effective and increasingly not profitable. Automating such connections will improve the quality of the design and the processing itself, free up human resources from routine work, and also reduce the time and complexity of the design, which will positively affect the results and cost of production of rocket and space technology. The result of this automation is an intelligent processing module for the CAM system. Some of the tasks solved by the module, and implemented as independent libraries, have already successfully established themselves and are being used in various enterprises.

For citation: Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. CAM-systems intelligent processing module. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 28–41. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-28-41. (In Russian).

References

1. Alpatov Yu.N. *Matematicheskoe modelirovanie proizvodstvennykh protsessov* [Mathematical modeling of production processes]. 2nd ed. Bratsk, BrGTU Publ., 2004. 96 p.
2. Druzhinskii I.A. *Slozhnye poverkhnosti: matematicheskoe opisanie i tekhnologicheskoe obespechenie: spravochnik* [Complex surfaces: mathematical description and technological support: reference book]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1985. 263 p.
3. Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. [High-performance machining of hard-to-machine materials on CNC machines]. *Perspektivy razvitiya tekhnologii obrabotki i oborudovaniya v mashinostroenii* [Prospects for the development of processing technologies and equipment in mechanical engineering]. Kursk, 2018, no. 3, pp. 232–235.

* Corresponding author

Mikhalev Oleg N., Ph.D. (Engineering), Engineer

I.N. Ulianov Chuvash State University

15 Moskovsky Prospekt,

428015, Cheboksary, Russian Federation

Tel.: +7 (985) 55-333-48, e-mail: mih_tm@mail.ru

4. Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. Edinaya sreda dlya avtomatizirovannogo proektirovaniya tekhnologicheskikh protsessov i generatsii UP dlya stankov s ChPU [Unified environment for computer-aided design of technological processes and generation of control programs for CNC machines]. *Mekhanika XXI veku = Mechanics of the XXI century*, 2006, no. 5, pp. 230–232.

5. Bazrov B.M. *Modul'naya tekhnologiya v mashinostroenii* [Modular technology in mechanical engineering]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2001. 368 p.

6. Averchenkov V.I., Kashtal'yan I.A., Parkhutik A.P. *SAPR tekhnologicheskikh protsessov, prispособlenii i rezhushchikh instrumentov* [CAD of technological processes, devices and cutting tools]. Minsk, Vysheishaya shkola Publ., 1993. 288 p.

7. Korsakov V.S., Kapustin N.M., Tempel'gof K.-Kh., Likhtenberg Kh. *Avtomatizatsiya proektirovaniya tekhnologicheskikh protsessov v mashinostroenii* [Automation of the design of technological processes in mechanical engineering]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 304 p.

8. Babuk V.V., Shkred V.A. *Proektirovanie tekhnologicheskikh protsessov mekhanicheskoi obrabotki v mashinostroenii* [The design of technological processes of machining in engineering]. Minsk, Vysshaya shkola Publ., 1983. 256 p.

9. Deryabin A.P. *Programmirovaniye tekhnologicheskikh protsessov dlya stankov s ChPU* [Programming of technological processes for CNC machines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1984. 223 p.

10. Kapustin N.M., Pavlov V.V., Kozlov L.A., et al. *Dialogovoe proektirovanie tekhnologicheskikh protsessov* [Dialogue design of technological processes]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1983. 255 p.

11. Mitrofanov V.G., Solomentsev Yu.M., Skhirtladze A.G., et al. *Dialogovaya SAPR tekhnologicheskikh protsessov* [Dialogue CAD of technological processes]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2000. 232 p.

12. Grechishnikov V.A., Kirsanov G.N., Kataev A.V., et al. *Avtomatizirovannoe proektirovanie metallorazreshchego instrumenta* [Automated design of metal-cutting tools]. Moscow, Mosstankin Publ., 1984. 107 p.

13. Inozemtsev G.G. *Proektirovanie metallorazreshchikh instrumentov* [Design of metal-cutting tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1984. 270 p.

14. Grechishnikov V.A., Maslov A.R., Solomentsev Yu.M., et al. *Instrumental'noye obespecheniye avtomatizirovannogo proizvodstva* [Instrumental support of automated production]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2001. 271 p.

15. Yanyushkin A.S., Mikhalev O.N. *Sistema avtomatizirovannogo proektirovaniya tekhnologicheskoi podgotovki proizvodstva na stankakh s ChPU (SAPR TPP ChPU v. 1.0)* [The system of computer-aided design of technological preparation of production on CNC machines (CAD CAD CCI v. 1.0)]. Patent RF, no. 2008615315, 2008.

16. Polozov V.S., Budekov O.A., Rotkov S.I., Shirokova L.V. *Avtomatizirovannoe proektirovanie. Geometricheskie i graficheskie zadachi* [Computer-aided design. Geometric and graphic tasks]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1983. 280 p.

17. Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. Perfection of the automated systems of machine-building manufactures. *Proceedings of the 12th International Symposium "Materials, Methods & Technologies"*, Bulgaria, 2011, pp. 76–81.

18. Baranov A.V. Povysheniye effektivnosti protsessov lezviinoy obrabotki otverstii osevykh instrumentov [Improving the efficiency of blade hole machining processes for axial tools]. *Vestnik mashinostroyeniya = Bulletin of Mechanical Engineering*, 1999, no. 6, pp. 40–42.

19. Kirsanov S.V., Grechishnikov V.A., Skhirtladze A.G., Kokarev V.I. *Instrumenty dlya obrabotki tochnykh otverstii* [Tools for machining precise holes]. 2nd ed. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2005. 336 p.

20. Mikhalev O.N., Yanyushkin A.S. Povysheniye stepeni avtomatizatsii CAD/CAM-sistem pri proektirovanii obrabotki tochnykh otverstii na mnogotselevykh stankakh s ChPU [Increasing of the CAD/CAM-systems automation level in designing of precise holes processing on multipurpose machine tools with CNC-system]. *Vestnik komp'yuternykh i informatsionnykh tekhnologii = Herald of computer and information technologies*, 2008, no. 5, pp. 33–38.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

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


Влияние вибраций на траектории формообразующих движений инструмента при точении

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: 10 апреля 2019

Рецензирование: 21 мая 2019

Принята к печати: 01 июля 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Нелинейная динамика

Вибрации

Процесс резания

Геометрическая топология поверхности детали

Финансирование

Исследование выполнено при финансовой поддержке гранта РФФИ №19-08-00022

АННОТАЦИЯ

Введение. Вибрации всегда сопровождают процесс резания и влияют на параметры качества изготовления деталей и состояние процесса резания, оцениваемого, например, интенсивностью изнашивания инструмента. **В работе рассматриваются** вибрации, генерируемые самим станком (биения шпиндельной группы, кинематические возмущения, вариации припуска и пр.), а также специально вводимые в зону резания управляемые колебания для улучшения качества изготовления деталей. За счет вибраций изменяются траектории формообразующих движений, зависящих от траекторий исполнительных элементов станка, дополнительных вибраций и упругих деформационных смещений инструмента относительно заготовки. Траектории формообразующих движений являются главным фактором формирования геометрической топологии поверхности детали в единстве геометрической точности, волнистости и шероховатости поверхности. Однако до настоящего времени нет единого мнения о влиянии вибраций на параметры качества детали. **Методы исследования.** В статье на основе математического моделирования динамической системы резания рассмотрено влияние вибраций на траектории формообразующих движений вершины инструмента относительно заготовки как основного фактора, определяющего геометрическую топологию детали. В отличие от известных работ, во-первых, параметры динамической связи предоставлены в координатах состояния. Во-вторых, учтено влияние вибрационных возмущений, существующих в станке, а также специально вводимых колебаний на свойства динамической системы (например, устойчивость) и результат (прежде всего геометрическую топологию). **Результаты и обсуждение.** Приведены результаты моделирования, раскрывающие эффекты нелинейной динамики, которые могут вызывать как улучшение, так и ухудшение параметров геометрической топологии. Эти эффекты проявляются в образовании динамической постоянной составляющей деформационных смещений, в формировании вдоль траектории различных притягивающих множеств деформационных смещений и их бифуркаций. Намечены пути улучшения качества формируемой резанием поверхности за счет согласования вводимых и (или) существующих естественным образом внешних возмущений со свойствами динамической системы и управляемыми от ЧПУ траекториями исполнительных элементов станка. Результаты исследований направлены на повышение эффективности процесса по параметрам качества изготовления деталей. Их можно использовать и для динамического мониторинга состояния процесса во время обработки, например износа инструмента.

Для цитирования: Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Влияние вибраций на траектории формообразующих движений инструмента при точении // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 42–58. – DOI:10.17212/1994-6309-2019-21.3-42-58.

Введение

Колебания, сопровождающие процесс резания, обычно делят на три категории. Во-первых, это различные притягивающие множества деформационных смещений инструмента относительно заготовки, обусловленные потерей устой-

чивости равновесия в динамической системе. При математическом моделировании их формирования принципиальное значение имеют нелинейные связи, учитываемые в математическом описании сил, действующих на инструмент и представляемых в координатах состояния системы [1–18]. При этом параметры в математическом описании связей считаются постоянными и, как правило, подлежащими идентификации. Например, постоянная времени стружкообразования, от величины которой зависит устойчивость рав-

*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

новесия системы, находится в зависимости от технологических режимов, а не от траектории. Проанализированы устойчивость [1–8], автоколебания [9–18], инвариантные торы и хаотические аттракторы [10–26], рассмотрены проблемы бифуркаций и параметрического самовозбуждения [20, 21, 26]. Для анализа формирования притягивающих множеств и бифуркаций привлекались также законы трения по передней и задней поверхности инструмента [20, 21]. Во-вторых, рассмотрено влияние вибраций, специально вводимых в зону резания для улучшения процесса обработки [26–34]. Здесь рассмотрено влияние ультразвуковых колебаний (УЗК) на параметры качества деталей и интенсивность изнашивания инструмента. Показано, что при увеличении интенсивности УЗК существует оптимальная амплитуда и направление, при которых интенсивность изнашивания уменьшается и улучшаются показатели качества. Эти исследования выполнены экспериментально. Исключение представляют работы [33, 34], в которых показано взаимное влияние действующих подсистем генерации УЗК и реакции со стороны резания. Для улучшения резания предложены авторезонансные системы УЗК. В-третьих, изучено влияние вибраций, вводимых в зону резания самим станком (биения шпинделя, кинематические и другие возмущения, периодические вариации припуска и пр.) [35–38]. Эти возмущения лежат в низкочастотной области, существенно меньшей собственных частот колебательных контуров, определяемых подсистемами инструмента и заготовки. Рассмотрены бифуркации притягивающих множеств деформационных смещений в зависимости от биений [36], а также влияние вибрационных возмущений от приводов на геометрическую топологию поверхности детали [38]. В статье ставится цель развить известные исследования в направлении изучения влияния вибраций на процесс резания в широком частотном диапазоне, превышающем собственные частоты колебательных контуров, определяемых взаимодействующими подсистемами со стороны инструмента и заготовки. При этом параметры динамической связи, формируемой процессом резания, представляются зависящими от траекторий движений вершины инструмента относительно заготовки с учетом их пространственных деформационных смещений и вводимых в зону

резания колебаний. Все нелинейные эффекты изменения динамических свойств рассматриваются под углом зрения их влияния на параметры точности и качества изготовления детали, представляемой ее геометрической топологией поверхности. Раскрываются резервы повышения эффективности резания путем согласования внешнего управления (например, программы ЧПУ) с внутренними динамическими свойствами процесса резания, что согласуется с синергетической парадигмой когерентности внешнего управления с внутренней динамикой системы резания.

Методика исследований

Пусть заданы гармонические, имеющие неизменную пространственную ориентацию, колебания, вводимые в зону резания:

$$\Delta X(t) = \Delta X_0 \sin \Omega t \{ \chi_1^{(\Delta)}, \chi_2^{(\Delta)}, \chi_3^{(\Delta)} \}^T, \quad (1)$$

где $\chi^{(\Delta)} = \{ \chi_1^{(\Delta)}, \chi_2^{(\Delta)}, \chi_3^{(\Delta)} \}^T$ – коэффициенты ориентации, удовлетворяющие нормировке $(\chi_1^{(\Delta)})^2 + (\chi_2^{(\Delta)})^2 + (\chi_3^{(\Delta)})^2 \equiv 1$; $\Delta X_0, \Omega$ – амплитуда и частота. Мощность источника колебаний полагалась существенно больше мощности резания, т. е. реакция со стороны резания на них отсутствует. Ограничимся обработкой недеформируемой заготовки, тогда уравнение динамики (рис. 1, а) [32–39] будет следующим:

$$m \frac{d^2 X}{dt^2} + h \frac{dX}{dt} + cX = F_{\Sigma}(X, t_P^{(0)}, S_P^{(0)}, V_P, \Delta X), \quad (2)$$

где m, h, c – симметричные, положительно определенные матрицы, размерностью 3×3 ; $X = \{X_1, X_2, X_3\}^T \in \mathbb{R}^{(3)}$ – вектор упругих деформаций инструмента относительно несущей системы; $F_{\Sigma}(X, t_P^{(0)}, S_P^{(0)}, V_P, \Delta X) = \{F_{\Sigma,1}, F_{\Sigma,2}, F_{\Sigma,3}\}^T \in \mathbb{R}^{(3)}$ – вектор-функция сил, действующих на инструмент (динамическая связь процесса); $t_P^{(0)}, S_P^{(0)}, V_P$ – глубина, оборотная подача и скорость резания. Это есть управляющие параметры, зависящие от управляемых траекторий исполнительных элементов, задаваемых, например, программой ЧПУ. Главный угол в плане $\varphi = \pi/2$, т. е. оси про-

странства $\mathfrak{R}^{(3)}$ ориентированы так, как показано на рис. 1. Динамические свойства системы (2) определяются, прежде всего, представлением сил $F_{\Sigma}(X, t_p^{(0)}, S_p^{(0)}, V_p, \Delta X)$ в координатах состояния X , внешних воздействиях и управляющих параметрах. Выделим составляющие, действующие на переднюю поверхность инструмента $F = \{F_1, F_2, F_3\}^T \in \mathfrak{R}^3$ и на его задние грани $\Phi = \{\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3\}^T \in \mathfrak{R}^{(3)}$. Вначале рассмотрим F . Будем следовать работам [1–3, 7, 8], т. е. учтем зависимость сил от площади срезаемого слоя, изменение давления стружки на переднюю поверхность от скорости резания, а также запаздывание изменения сил по отношению к вариациям площади. Тогда в скоростном диапазоне, соответствующем падающему участку сил при увеличении скорости, справедливо, что

$$F = F^{(0)} \{\chi_1, \chi_2, \chi_3\}^T,$$

$$T^{(0)} dF^{(0)} / dt + F^{(0)} = \rho_{\Sigma}(V_3, \Delta X_0, \Omega, dX_3 / dt) \times$$

$$\times [t_p^{(0)} + \chi_1^{(\Delta)} \Delta X_0 \sin \Omega t - X_1] \times$$

$$\times \int_{t-T}^t \{V_2(\xi) - v_2(\xi) + \chi_2^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega \xi\} d\xi, \quad (3)$$

$$\text{где } \rho_{\Sigma} = \begin{cases} \rho \{1 + \mu \exp[-\zeta(V_3 + \chi_3^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - \\ - dX_3 / dt)]\}, & \text{при } V_{3,\Sigma}(t) \geq 0, \\ 0, & \text{при } V_{3,\Sigma}(t) < 0 \end{cases}$$

давление стружки в $[\text{кг/мм}^2]$; ρ – давление в области больших скоростей; ζ – параметр, определяющий крутизну уменьшения сил при возрастании скорости в $[\text{с/мм}]$; μ – безразмерный

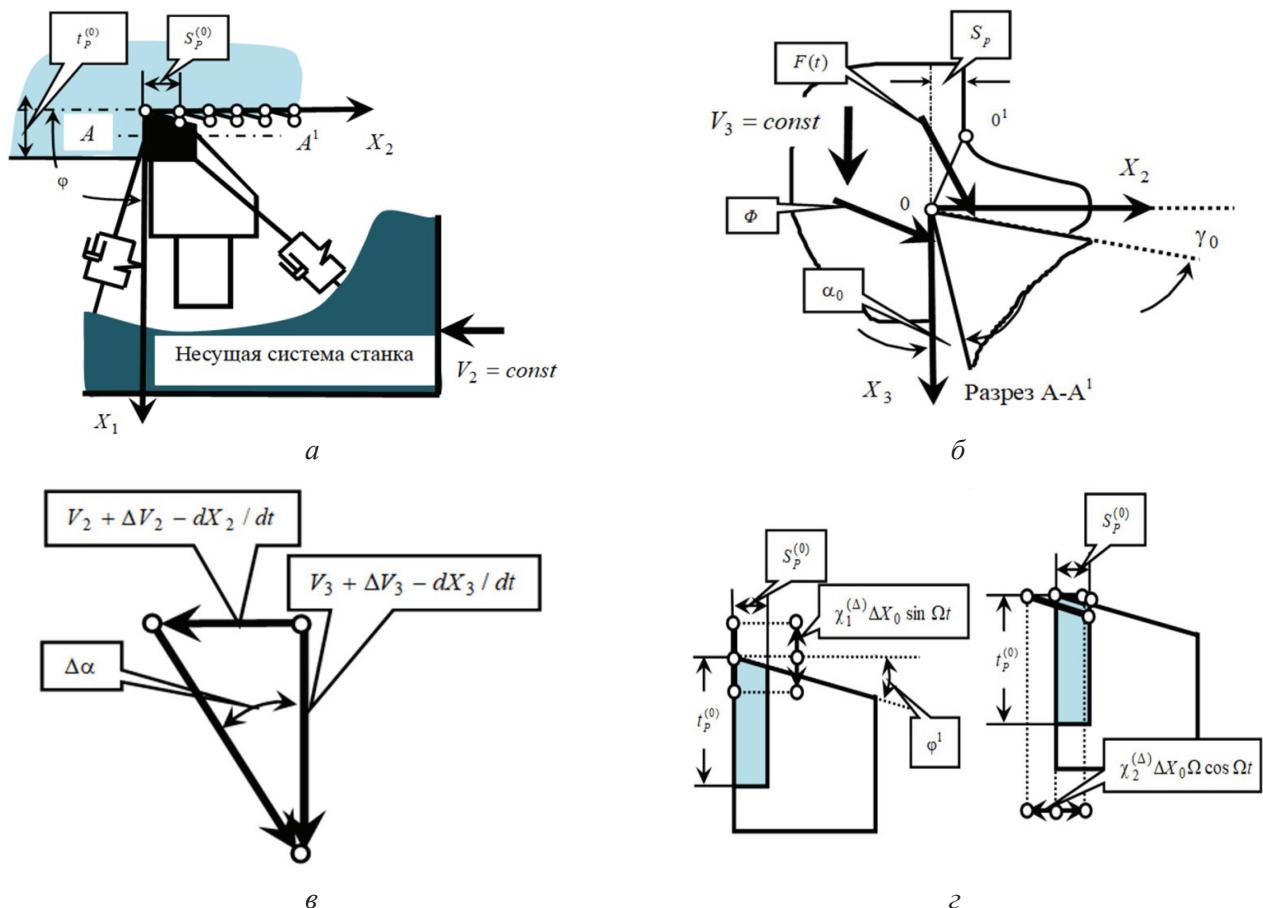


Рис. 1. Ориентация осей деформаций и сил:

a – схема деформаций вершины инструмента; b – ориентация сил и деформаций в плоскости; c – изменение кинематических задних углов инструмента; d – изменения длины контакта кромок за счет колебаний

Fig. 1. Orientation of the deformations and forces axes:

a – scheme of the tool tip deformations; b – orientation of the forces and deformation in the plane; c – change of the kinematic back clearances of the tool; d – change of the edges contact length due to vibrations

коэффициент; $T^{(0)}$ – параметр, определяющий запаздывание изменения сил резания; T – время оборота детали в [с]; V_2 , V_3 – соответственно скорости подачи и резания в [мм/с]; $v_2 = dX_2 / dt$.

Угловые коэффициенты χ_i , $i=1,2,3$, как и $\chi_1^{(\Delta)}$ в выражении (1), удовлетворяют условиям нормировки. Система (3) учитывает отсутствие давления при реверсировании скорости резания.

С помощью оператора $S_p(t) = \int_{t-T}^t \{V_2(\xi) - v_2(\xi) +$

$+\chi_2^{(\Delta)}\Delta X_0\Omega \cos \Omega \xi\} d\xi$ учитывается влияние тра-

екторий на предыдущем обороте на формирование оборотной подачи. Частота вращения детали постоянна. Все параметры системы, в том числе $T^{(0)}$, являются функцией координат состояния. К тому же, как показывают эксперименты, всегда существует запаздывание в вариациях сил в направлении X_3 по отношению к силам в направлениях X_1 и X_2 , т. е. $\chi_3 = \chi_3(t - \tau)$ (здесь τ – время запаздывания). Параметр τ уменьшается при увеличении скорости резания и объема пластической деформации. Исследования [1, 3–5, 43–45] показали, что $T^{(0)}$ является функцией физических и механических координат состояния. Причем на $T^{(0)}$ прежде всего влияет объем пластической деформации материала, прилегающего к передней грани, который зависит от площади $S(t)$ и скорости резания, изменяющей усадку стружки. Тогда

$$T^{(0)} = \frac{kS_p(t)t_p(t)}{V_3(t)}, \quad (4)$$

где $S_p(t) = \Delta X_0 \chi_2^{(\Delta)} \sin \Omega t + \int_{t-T}^t \{V_2^{(0)} - dX_2 / dt\} dt$;

$t_p(t) = t_p^{(0)} + \Delta X_0 \chi_1^{(\Delta)} \sin \Omega t - X_1(t)$; k – коэффициент размерности, мм^{-1} ; $V_3(t) = V_3^{(0)} + \Delta X_0 \chi_3^{(\Delta)} \Omega \times \cos \Omega t - dX_3 / dt$. В дальнейшем будем анализировать систему с постоянными технологически режимами, т. е. $S_p^{(0)} = \int_{t-T}^t \{V_3^{(0)}\} dt = V_3^{(0)}T =$

$= \text{const}$, $t_p^{(0)} = \text{const}$ и $V_3^{(0)} = \text{const}$.

Рассмотрим также силы $\Phi = \{\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3\}^T \in \mathcal{R}^{(3)}$, действующие на задние грани инструмента. Они зависят от колебательных скоростей и определяют нелинейную диссипацию процесса.

Силы Φ (рис. 1, б) непропорционально возрастают при уменьшении заднего угла $\alpha(t)$ и зависят от длины контакта режущего лезвия с заготовкой. Тогда

$$\begin{cases} \Phi_1 = \rho_0 \left\{ \int_{t-T}^t [V_2 + \chi_2^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - dX_2 / dt] dt \right\} \times \\ \times \exp(-k_\alpha \alpha^{(1)}), \\ \Phi_2 = \rho_0 [t_p^{(0)} + \chi_1^{(\Delta)} \Delta X_0 \sin \Omega t - X_1] \exp(-k_\alpha \alpha^{(2)}), \\ \Phi_3 = k_T (\Phi_1 + \Phi_2), \end{cases} \quad (5)$$

где ρ_0 – силы, приведенные к длине контакта в [кг/мм]; k_α – коэффициент изменения сил (в рад^{-1}) от угла $\alpha^{(i)}$, $i=1,2$; k_T – коэффициент, определяющий связь между силами, нормальными к образующей в области задних граней, и силами в направлении X_3 ; V_2 – скорость продольного суппорта в [мм/с].

Угол $\alpha^{(i)}$, $i=1,2$ определяется (рис. 1, в) по формуле

$$\alpha^{(i)} = \alpha_0^{(i)} - \Delta \alpha^{(i)}(t), \quad (6)$$

где $\Delta \alpha^{(1)}(t) = \arctg \frac{\chi_1^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - dX_1 / dt}{V_3 + \chi_3^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - dX_3 / dt}$;

$\Delta \alpha^{(2)}(t) = \arctg \frac{V_2 + \chi_2^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - dX_2 / dt}{V_3 + \chi_3^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega t - dX_3 / dt}$; $\alpha_0^{(i)}$ –

исходные в статике значения заднего угла. Если изменения деформаций отсутствуют и нет внешних вибраций, то $\alpha^{(i)} \Rightarrow \alpha_0^{(i)} \approx \text{const}$, так как $V_3 \gg V_2$. Модель учитывает, что вибрационные возмущения изменяют направление движения вершины инструмента. Если $\phi^1 \Rightarrow 0$, то вариации длины контакта лезвий за счет дополнительных колебаний практически равны им (рис. 1, г).

Уравнения (1)–(6) характеризуют возмущенную динамику процесса резания, в которых параметры динамической связи зависят как от вводимых колебаний, так и от координат состояния. В этом принципиальное отличие рассматриваемых уравнений динамики процесса резания от известных.

Преобразование динамических свойств системы в зависимости от вибрационных возмущений

Вначале коротко остановимся на свойствах невозмущенной системы, которые вытекают из представления параметров динамической связи

в координатах состояния, прежде всего, параметра $T^{(0)}$. Для конкретизации рассмотрим систему, имеющую следующие параметры. Инструмент:

$$m = \begin{bmatrix} 0,025 & 0 & 0 \\ 0 & 0,025 & 0 \\ 0 & 0 & 0,025 \end{bmatrix} \text{ кг} \cdot \text{с}^2/\text{мм};$$

$$h = \begin{bmatrix} 2,5 & 0,2 & 0,1 \\ 0,2 & 1,5 & 0,08 \\ 0,1 & 0,08 & 1,5 \end{bmatrix} \text{ кг} \cdot \text{с}/\text{мм};$$

$$c = \begin{bmatrix} 1000 & 200 & 100 \\ 200 & 500 & 60 \\ 100 & 60 & 500 \end{bmatrix} \text{ кг}/\text{мм}.$$

Угловые коэффициенты: $\chi_1 = 0,351$, $\chi_2 = 0,401$, $\chi_3 = 0,847$. Технологические режимы: глубина $t_p^{(0)} = 2,5$ мм, подача $S_p^{(0)} = 0,1$ мм, скорость резания $V_3^{(0)} = 2,0$ м/с. Собственные частоты подсистемы инструмента: $\Omega_{0,1} = 180 \text{ с}^{-1}$, $\Omega_{0,2} = 230 \text{ с}^{-1}$, $\Omega_{0,3} = 260 \text{ с}^{-1}$. Параметры динамической связи, формируемой резанием, приведены в таблице.

На рис. 2 приведены два примера проекций фазовых траекторий на плоскость $X_1 - dX_1/dt$. На правых иллюстрациях дополнительно введена ось, показывающая изменение $T^{(0)}$ вдоль траектории. Примеры характеризуют переходные процессы установления притягивающих множеств деформационных смещений: *а* – асимптотически устойчивой точки равновесия; *б* – предельного цикла. Если $T^{(0)}$ неизменна вдоль траектории, то свойства системы остаются неизменными во всем фазовом пространстве, и в зависимости от ρ существует диапазон изменения $T^{(0)}$, при котором равновесие неустойчиво. Он уменьшается при уменьшении ρ и, начиная с некоторого его значения, система становится устойчивой при всех $T^{(0)}$. Поэтому асимптотически устойчивая точка равновесия в результате изменения $T^{(0)}$ вдоль траектории может потерять устойчивость, и по мере развития перио-

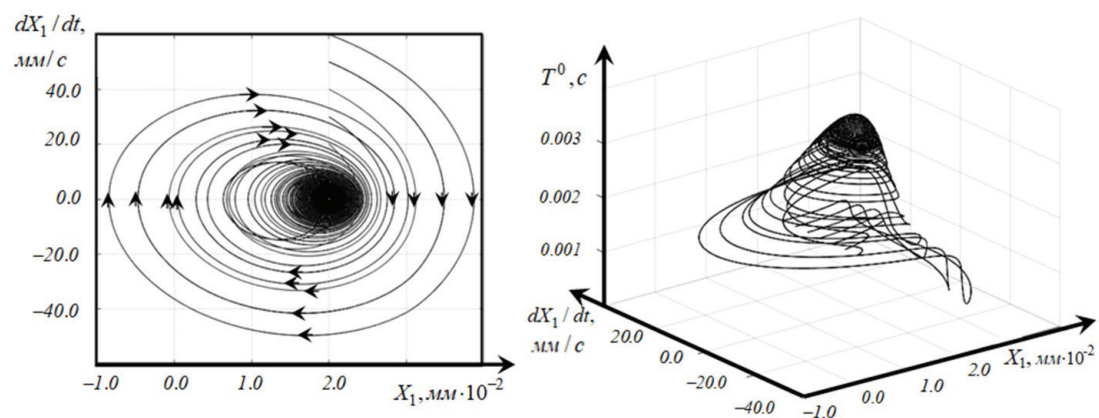
дических движений переходить из области притяжения равновесия в область ее отталкивания. В результате, как и в моделях Релея и Ван дер Поля, в системе формируется притягивающее множество типа предельного цикла (рис. 2, б).

Если в систему ввести дополнительные колебания, то ситуация принципиально меняется. По мере увеличения частоты принципиально изменяются эффекты от вводимых дополнительных колебаний. В низкочастотной области ($\Omega^{(1)} \in (0, 50 \text{ с}^{-1})$) вдоль траектории наблюдается перестройка динамических свойств, проявляющаяся в том, что на некоторых участках траектория может потерять устойчивость (рис. 3). Тогда в ее окрестности образуются различные притягивающие множества от предельного цикла и инвариантного тора до хаотического аттрактора. На рис. 3, б в точке А траектория теряет устойчивость, затем наблюдается динамическая перестройка, после чего в точке В траектории возвращаются к единому аттрактору. На приведенном примере дополнительные колебания подаются в направлении X_1 с амплитудой $\Delta X_0 = 0,05$ мм и частотой $\Omega = 20 \text{ с}^{-1}$. Если частоты колебаний соизмеримы с собственными частотами инструмента (множество $\Omega^{(2)} \in (50 \text{ с}^{-1}, 500 \text{ с}^{-1})$), то в зависимости от амплитуды и частоты наблюдаются бифуркации притягивающих множеств. За счет колебаний параметры системы, представленные в координатах состояния, имеют периодические составляющие. Тогда наблюдаются параметрические явления, например параметрическое самовозбуждение.

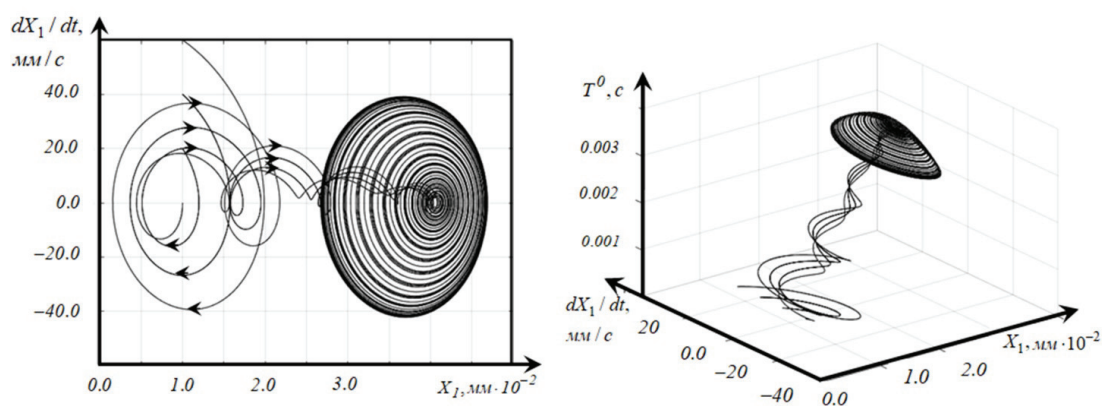
Типичным примером изменения топологии фазового пространства является преобразование предельного цикла в инвариантный тор, который после некоторой критической амплитуды преобразуется в хаотический аттрактор (рис. 4). Ранее показано, что сценарием перехода к хаотическому аттрактору является каскад бифуркаций удвоения периода [36]. Хаотические колебания формируются в низкочастотной области (рис. 4, в).

Параметры динамической связи процесса резания
The parameters of dynamic link of the cutting process

$\rho, \frac{\text{кг}}{\text{мм}^2}$	$\rho_0, \frac{\text{кг}}{\text{мм}}$	$\zeta, \frac{\text{с}}{\text{мм}}$	$k_\alpha, \text{рад}^{-1}$	$k, \text{мм}^{-1}$	μ	k_T	$\tau, \text{с}$
300	20	0,05	100	5,0...10,0	0,5	0,2	0...0,001



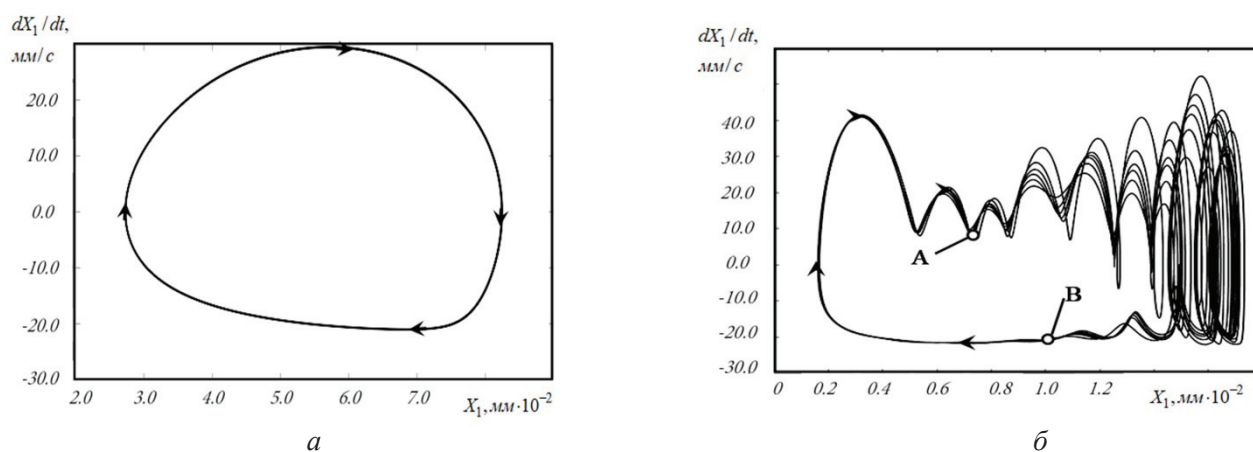
a



б

Рис. 2. Примеры установления притягивающих множеств деформационных смещений в невозмущенной системе резания:
 $a - \rho = 200 \text{ кг/мм}^2$; $б - \rho = 500 \text{ кг/мм}^2$

Fig. 2. Examples of the attracting sets of the deformation displacement in the unperturbed cutting system:
 $a - \rho = 200 \text{ кг/мм}^2$; $б - \rho = 500 \text{ кг/мм}^2$



a

б

Рис. 3. Примеры притягивающих множеств деформаций вершины инструмента в низкочастотной области $\Omega^{(1)}$:

a – предельный цикл; $б$ – сложная перестройка притягивающих множеств вдоль периодических движений

Fig. 3. Examples of the attracting sets of the tool tip deformations in low-frequency region $\Omega^{(1)}$:
 a – limit cycle; $б$ – complex reorganization of the attracting sets along periodic movements

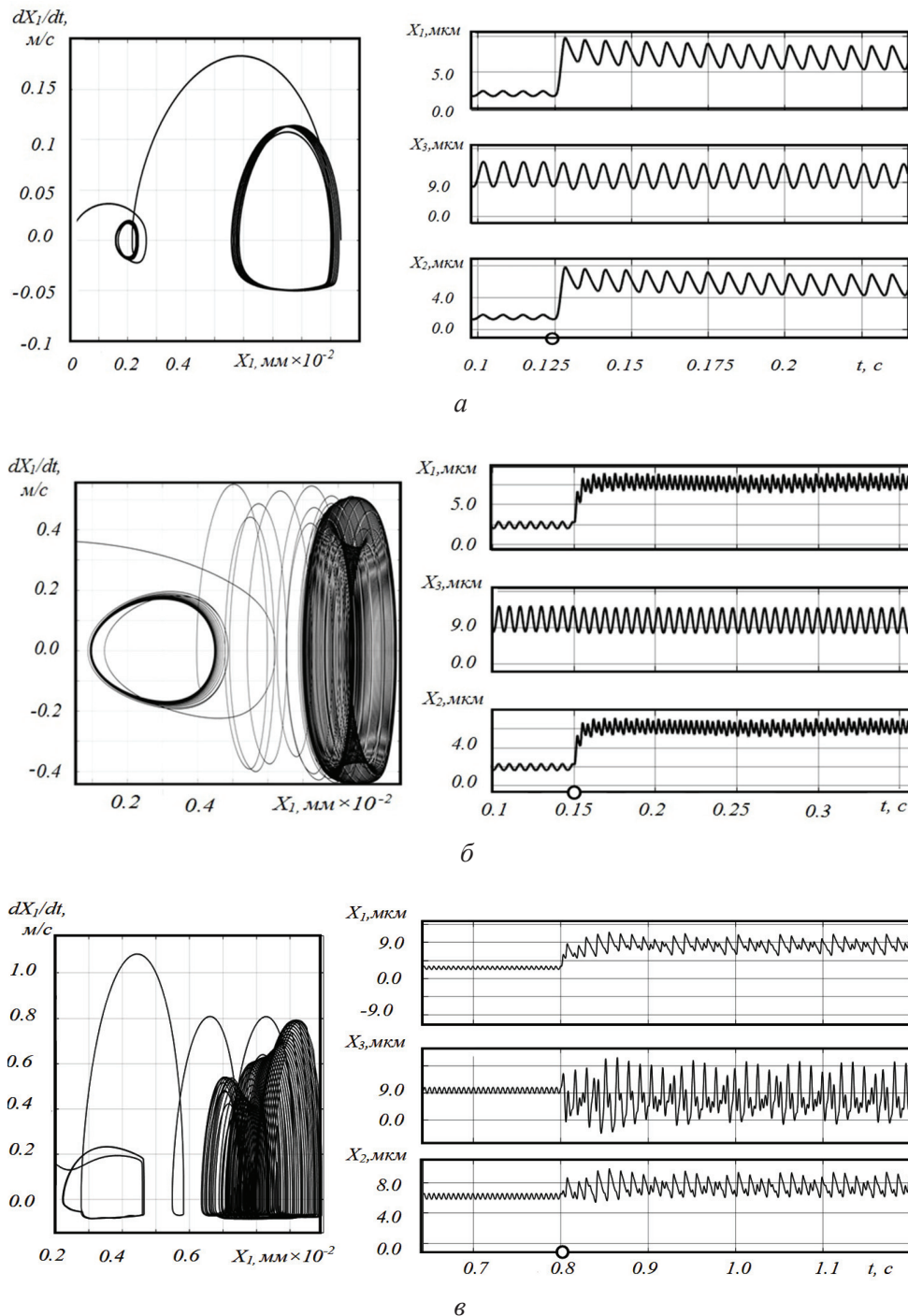


Рис. 4. Пример изменения свойств притягивающих множеств деформационных смещений инструмента в зависимости от дополнительных колебаний и параметров динамической связи, формируемой процессом резания

Fig. 4. Examples of the change of the attracting sets properties of the tool deformation displacements depending on additional oscillations and parameters of the dynamic link are formed by the cutting process

Примеры временных реализаций (правые иллюстрации) и проекций фазовых траекторий на плоскость $X_1 - dX_1/dt$ (левые иллюстрации) позволяют проанализировать изменения свойств в зависимости от колебаний. Они получены при условиях: частота колебаний в направ-

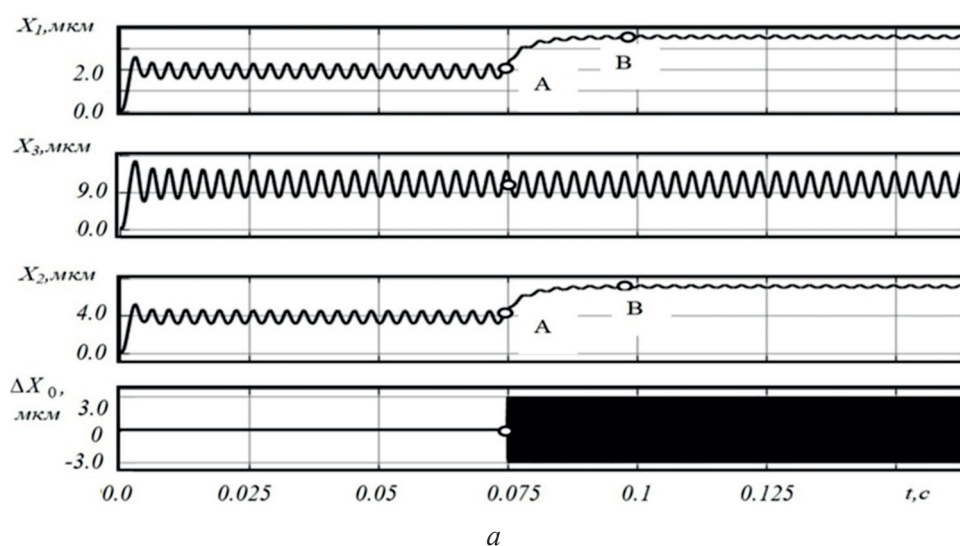
лении X_1 150 с^{-1} ; амплитуда $3,0 \text{ мкм}$ (рис. 4, а); частота 300 с^{-1} и амплитуда $3,0 \text{ мкм}$ (рис. 4, б). Траектории, изображенные на рис. 4, в, отличаются от траекторий, представленных на рис. 4, б, тем, что параметр k_α существенно увеличен, $k_\alpha = 200$. Здесь предельный цикл трансформиру-

ется в двумерный тор, и, наконец, в притягивающее множество, характеризующее хаотическую динамику. Момент введения дополнительных колебаний обозначен круглой точкой.

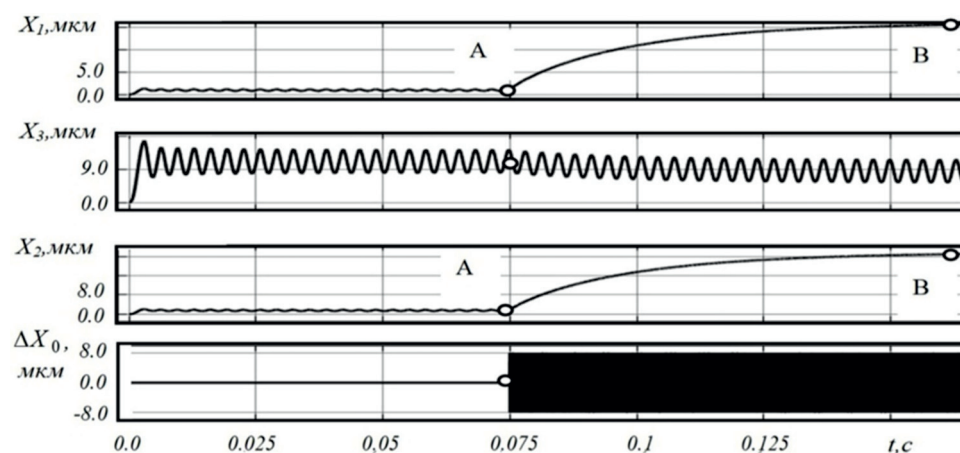
В высокочастотной области $\Omega^{(3)} \in (500 \text{ с}^{-1}, 20\,000 \text{ с}^{-1})$, лежащей за пределами полосы пропускания подсистемы инструмента, механизмы влияния колебаний на динамику системы вновь меняются. Здесь наблюдаются эффекты, связанные с изменением усредненных по периодам колебаний параметров динамической связи, формируемой процессом резания, в том числе с образованием постоянной составляющей в силах

и деформациях. Постоянная составляющая и изменение параметров устанавливаются не мгновенно, а в течение времени, которое необходимо на динамическую перестройку (рис. 5). Время перестройки зависит от амплитуды высокочастотных колебаний (рис. 5, а, б). На приведенных иллюстрациях – это переход из точки А в точку В.

При увеличении амплитуды дополнительных колебаний установление нового стационарного состояния затягивается, но полностью устраняются автоколебания в низкочастотной области (рис. 5, б). Динамическое смещение точки равновесия зависит также от направления



а



б

Рис. 5. Пример влияния высокочастотных вынужденных колебаний (частота равна 2000 Гц) на автоколебания в низкочастотной области и на динамическое смещение точки равновесия

Fig. 5. Examples of the influence of the high-frequency forced oscillations (frequency equal 2000 Hz) on the self-oscillations in the low-frequency region and on the dynamic displacement of the point equilibrium

дополнительных колебаний. Кроме этого за счет дополнительных высокочастотных колебаний обнаружен эффект устранения колебательных смещений с частотой и направлением, отличным от вводимых колебаний. Он особенно заметен в среднечастотном диапазоне.

Таким образом, дополнительные колебательные смещения могут существенно изменять деформационные смещения инструмента и оказывать влияние на формируемую геометрическую топологию поверхности детали.

Результаты и их обсуждение

В зависимости от параметров дополнительных колебаний и динамических свойств системы резания могут принципиально изменяться свойства формообразующих движений. Их траектории складываются из траекторий исполнительных элементов станка, траекторий вводимых дополнительных колебаний и траекторий деформаций вершины инструмента относительно заготовки в точке контакта с ней инструмента. Математическая модель динамической связи, формируемая процессом резания, представляется зависимостью сил от координат состояния (упругих деформаций и их скоростей) и внешних воздействий. Внешние воздействия есть управляемые от ЧПУ траектории исполнительных элементов и дополнительные колебания. Эта связь описывается нелинейными уравнениями. Поэтому наблюдаются следующие эффекты.

1. Линеаризованное уравнение в вариациях относительно траектории формообразующих движений является уравнением с переменными, как правило, периодическими параметрами. Поэтому вдоль траектории при колебаниях низкой частоты $\omega \in \Omega^{(1)}$ изменяются замороженные параметры линеаризованных уравнений. Корни характеристического полинома этой системы могут периодически пересекать мнимую ось. В системе формируется сложная динамика чередования устойчивого и неустойчивого состояния, в результате чего вдоль траектории имеют место бифуркации притягивающих множеств деформационных смещений. Причем деформации имеют частоту, большую частоты возмущений. В среднечастотном диапазоне $\omega \in \Omega^{(2)}$ это приводит к образованию различных параметрических эффектов, например к параметрическому само-

возбуждению. Условие параметрического самовозбуждения зависит от частоты и амплитуды внешних колебаний. В высокочастотной области $\omega \in \Omega^{(3)}$, лежащей за пределами полосы пропускания подсистемы инструмента (например в ультразвуковом диапазоне), в зависимости от амплитуды изменяются усредненные по периодам колебаний параметры модели динамической связи, что изменяет динамику в низкочастотной области.

2. Вариации параметров вдоль траектории формообразующих движений за счет потери устойчивости вызывают изменение притягивающих множеств деформационных смещений, в том числе их бифуркации. Поэтому при колебаниях в низкочастотной области, обусловленных, например, биениями, могут формироваться дополнительные деформационные смещения. Они могут быть регулярными и хаотическими. Эти возмущения могут приводить не только к образованию волнистости, но и к ухудшению шероховатости формируемой поверхности. Это известный экспериментальный факт.

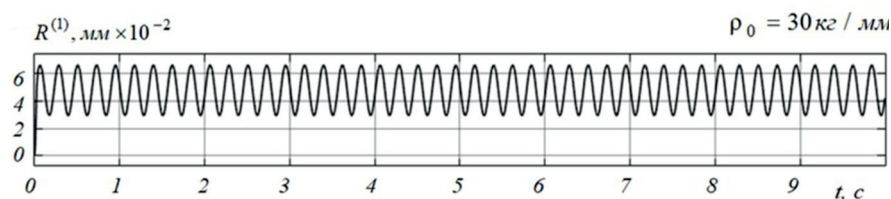
3. Силы в области задних граней зависят не от колебательных смещений, а от их скоростей. Так как нелинейные функции связей не обладают свойством центральной симметрии, то усредненные характеристики, во-первых, зависят от параметров колебаний, во-вторых, они вызывают формирование динамической постоянной составляющей в силах и колебательных скоростях. Постоянные составляющие скоростей во времени изменяют деформации, которые варьируют площадь срезаемого слоя. В результате образуется сложная динамика в частотной области существенно ниже частот возбуждения. Этот эффект проявляется в среднечастотном и высокочастотном диапазоне. Мы замечаем не только изменение траекторий формообразующих движений в высокочастотной области за счет низкочастотных периодических возмущений, но и изменение колебаний в низкочастотной области при изменении дополнительных колебаний в области высоких частот. Эти эффекты естественны для нелинейных систем, принцип суперпозиции для которых несправедлив. На рис. 6 и 7 показаны примеры реконструированных топологий поверхностей (рис. 6, б и 7, б) по вычисленным траекториям формообразующих движений в направлении X_1 . Представлена развертка, при-

веденная к плоскости. Здесь l_1 – направление, нормальное к образующей поверхности; l_2 – направление, нормальное к скорости подачи; l_3 – направление скорости подачи.

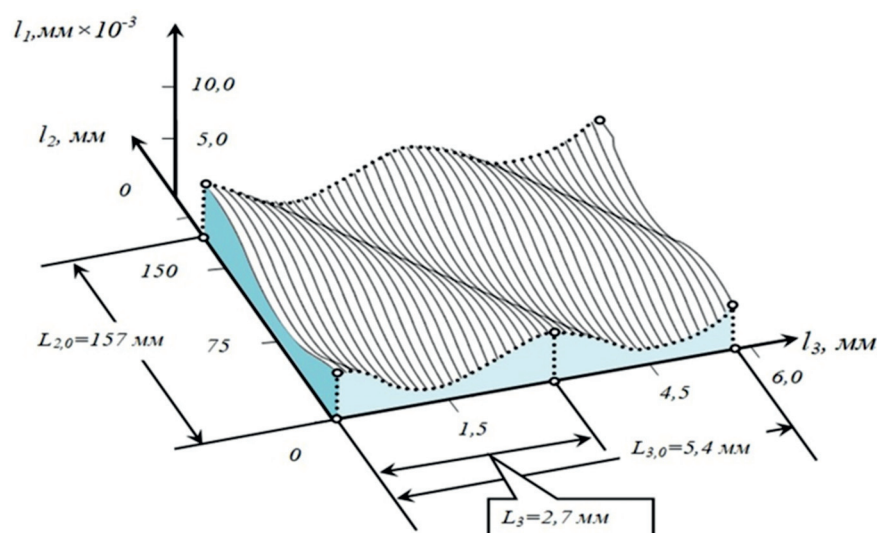
На рис. 6, а и 7, а представлены траектории формообразующих движений $R_1(t)$. С алгоритмами реконструкции топологии поверхности можно познакомиться в работе [38].

4. Динамическое смещение равновесия вызывает изменение диаметра детали. Этим объясняется влияние высокочастотных колебаний на формируемый резанием диаметр, что также подтверждается известными экспериментальными исследованиями [27–32]. Кроме этого динамическое смещение равновесия вызывает изменение параметров системы, например $T^{(0)}$ в уравнении (4). Поэтому высокочастотные дополнительные колебания могут как способствовать стабилизации равновесия, так и потере его устойчивости. Все определяется эволюцией этого параметра, динамическими свойствами подсистем, а также параметрами динамической связи.

Приведенный материал показывает, что процесс резания представляет собой сложную нелинейную динамическую систему, в которой проявляются практически все известные эффекты нелинейной динамики [40, 41]. Понятие сложности в данном случае понимается не в виде высокого порядка дифференциальных уравнений, используемых для описания системы, а рассматривается под углом зрения многообразия наблюдаемых эффектов. Они проявляются в бифуркации притягивающих множеств деформационных смещений, управлении свойством деформационных смещений в низкочастотной области за счет их варьирования в высокочастотной области и пр. Все эти эффекты могут улучшать и ухудшать формируемую резанием геометрическую топологию поверхности детали. Например, при усилении колебаний в направлениях, ортогональных к формируемому диаметру (направления X_2 и X_3), может наблюдаться устранение колебаний в направлении X_1 , которые непосредственно



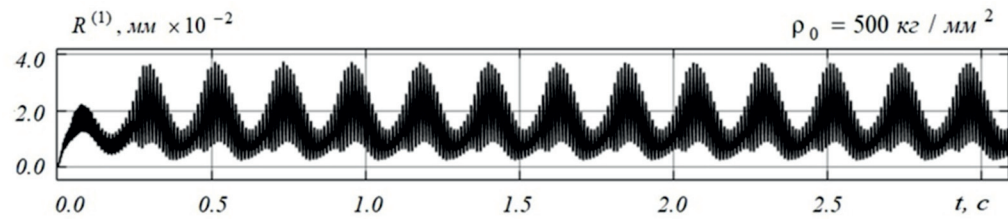
а



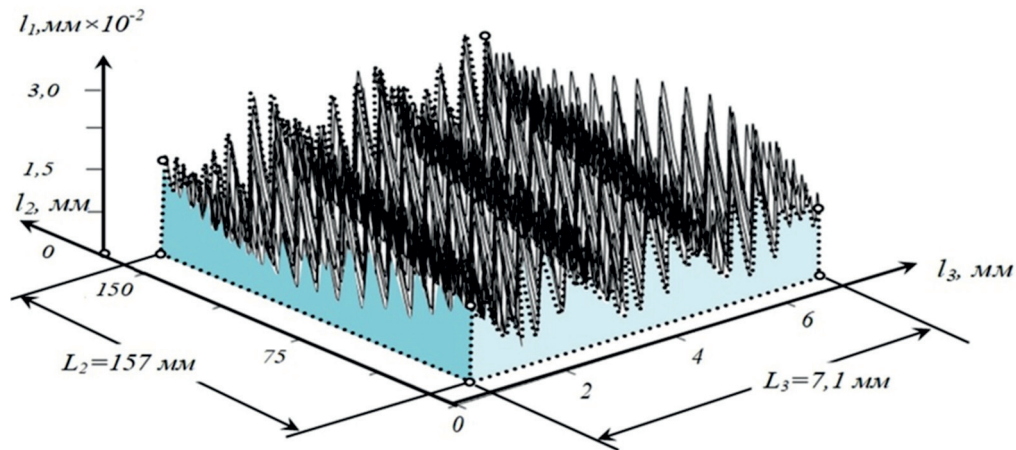
б

Рис. 6. Пример геометрической топологии поверхности детали при регулярных колебаниях

Fig. 6. Geometric topology of the detail surface under the conditions of regular oscillations



а



б

Рис. 7. Пример геометрической топологии поверхности детали при нерегулярных колебаниях

Fig. 7. Geometric topology of the detail surface under the conditions of irregular oscillations

изменяют диаметр. На диаметр влияет и динамическая постоянная составляющая деформационных смещений, зависящая от амплитуды высокочастотных составляющих. Параметры микрорельефа могут зависеть от биений шпинделя и кинематических возмущений, лежащих в низкочастотной области. Интегральный оператор
$$S_P(t) = \int_{t-T}^t \{V_2(\xi) + \chi_2^{(\Delta)} \Delta X_0 \Omega \cos \Omega \xi\} d\xi,$$

формирующий величину оборотной подачи, является оператором скользящего среднего. Поэтому при установке частоты вращения шпинделя, равной или кратной частоте кинематических возмущений со стороны привода суппорта, влияние этих возмущений на силы и деформационные смещения отсутствует. Важно отметить, что все эти эффекты зависят от технологических режимов. Например, увеличение припуска всегда способствует потере устойчивости системы. Вариации скорости резания, подачи и глубины через изменение постоянной времени (4) изменяют динамику системы. Следовательно, при управлении траекториями исполнительных эле-

ментов станка, например на станках с ЧПУ, необходимо, во-первых, согласовать внешнее управление с внутренней динамикой системы резания, во-вторых, при проектировании траекторий исполнительных элементов учитывать дополнительные упругие деформационные смещения инструмента относительно заготовки. Кроме этого моделирование динамической системы позволяет на основе использования имитационной модели создать новый класс систем динамического мониторинга процесса резания, которые существенно дополняют известные системы [42].

Выводы

Вибрационные возмущения, существующие в станке в виде биений шпиндельной группы, кинематических и других возмущений, а также специально вводимые в зону резания колебания изменяют траектории формообразующих движений вершины инструмента относительно заготовки в точке контакта с ней инструмента. Они изменяют формообразующие движения не непосредственно, а в результате сложных упру-

госиловых нелинейных взаимодействий и упругих деформационных смещений. Показано, что возбуждаемые вибрации, во-первых, приводят к заметным вариациям траекторий пространственных движений вершины инструмента относительно заготовки, которые изменяют силы резания. Во-вторых, на эти траектории оказывают влияние деформационные смещения, зависящие от динамических параметров взаимодействующих подсистем. Поэтому, в отличие от ранее выполненных исследований, параметры динамической связи резания необходимо рассматривать зависящими от формируемых траекторий. Причем функциональная связанность траекторий и сил в зависимости от частотного диапазона вибрационных возмущений, их размаха и ориентации приводит к различным нелинейным эффектам, изменяющим динамику процесса резания.

В низкочастотной области, лежащей ниже собственных частот колебательных контуров, формируемых подсистемами инструмента и заготовки, вдоль периодической траектории деформационных смещений возможна потеря устойчивости. Тогда в ее окрестности образуются различные притягивающие множества деформационных смещений. Наблюдается их динамическая перестройка в виде бифуркаций (как правило, преобразования предельного цикла в инвариантный тор и хаотический аттрактор). Такие преобразования формируют в геометрической топологии обрабатываемой поверхности периодические изменения шероховатости и волнистости. Например, биения шпиндельной группы могут влиять не только на волнистость поверхности, но и на ее шероховатость, частотный состав которой существенно превышает частоту биений.

В среднечастотном диапазоне, расположенном в области вариации собственных частот колебательных контуров взаимодействующих подсистем, вводимые колебания приводят к различным эффектам, из которых можно выделить два наиболее важных. Во-первых, они приводят к параметрическим эффектам, например к эффекту параметрического самовозбуждения, изменяющему диаграммы устойчивости в параметрическом пространстве технологических режимов. Так, по мере увеличения скорости резания вместо традиционного увеличения за-

паса устойчивости наблюдаются периодически повторяющиеся области устойчивости, следовательно, рациональные значения скорости резания. Во-вторых, они вызывают взаимное влияние отдельных частотных составляющих периодических движений, приводящее к синхронизации и асинхронному взаимодействию колебательных смещений. Это приводит к вибрационному устранению некоторых притягивающих множеств, например, предельных циклов, к образованию супернизкочастотных колебательных смещений, к формированию динамической постоянной составляющей и пр. Все эти обнаруженные эффекты не только изменяют траектории формообразующих движений, но и зависящую от них геометрическую топологию формируемой резанием поверхности. При этом изменяются и (или) образуются не только волнистость и шероховатость поверхности, но и изменяется за счет динамического смещения диаметр формируемой резанием детали.

В высокочастотной области, лежащей за пределами полосы пропускания колебательных контуров взаимодействующих подсистем, высокочастотные колебания изменяют параметры и свойства динамической связи в низкочастотной области. Это связано с эффектом усреднения по периодам колебаний периодических составляющих сил. Как правило, эти колебания стабилизируют траектории формообразующих движений в среднечастотном и низкочастотном диапазоне. Однако выявлены случаи ухудшения динамики системы при возбуждении высокочастотных колебаний, особенно в направлении, нормальном к поверхности резания.

Частотный состав управляемых от ЧПУ траекторий движений исполнительных элементов станка ограничен полосой пропускания серводвигателей. Поэтому непосредственное управление деформационными смещениями инструмента относительно заготовки в широком частотном диапазоне не представляется возможным. Однако эти траектории, задающие технологические режимы, можно рассматривать как параметры, управляющие свойствами динамической системы резания. В синергетической терминологии они определяют параметры порядка в системе. В связи с этим при составлении программ для станков с ЧПУ необходимо не только обеспечивать требуемые траектории исполнительных

элементов станка, но и согласовать внешнее управление с внутренней динамикой системы (устойчивостью, притягивающими множествами деформационных смещений и их преобразования в геометрическую топологию обрабатываемой заготовки). Причем это согласование зависит от реальных параметров биений шпиндельной группы, кинематических и других возмущений.

Если в систему резания вводятся дополнительные управляемые колебания, то для повышения качества изготовления деталей необходимо учитывать сложные нелинейные взаимодействия, которые могут улучшать и ухудшать формируемую резанием геометрическую топологию поверхности.

Список литературы

1. Кудинов В.А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с.
2. Thusty I., Ismail F. Basic non-linearity in machining chatter // CIRP Annals. – 1981. – Vol. 30. – P. 299–304. – DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60946-9.
3. Глустый И. Автоколебания в металлорежущих станках: пер. с чеш. – М.: Машгиз, 1956. – 395 с.
4. Tobias S.A. Machine tool vibrations. – London: Blackie, 1965. – DOI: 10.1049/tpe:19640084.
5. Меррит Д. Теория автоколебаний металлорежущих станков // Конструирование и технология машиностроения. – 1965. – № 4. – С. 32–38.
6. Hahn R.S. On the theory of regenerative chatter in precision grinding operation // Transactions of American Society of Mechanical Engineers. – 1954. – Vol. 76. – P. 593–597.
7. Balachandran B. Nonlinear dynamics of milling process // Philosophical Transactions of The Royal Society A. Mathematical Physical and Engineering Sciences. – 2001. – Vol. 359 (1781). – P. 793–819.
8. Litak G. Chaotic vibrations in a regenerative cutting process // Chaos Solitons & Fractals. – 2002. – Vol. 13. – P. 1531–1535. – DOI: 10.1016/S0960-0779(01)00176-X.
9. Litak G., Rusinek R. Dynamics of a stainless steel turning process by statistical and recurrence analyses // Mechanic. – 2012. – Vol. 47 (6). – P. 1517–1526. – DOI: 10.1007/s11012-011-9534-x.
10. Воронов С.А., Непочатов А.В., Киселев И.А. Критерии оценки устойчивости процесса фрезерования нежестких деталей // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2011. – № 1. – С. 50–62.
11. Городецкий Ю.И. Теория нелинейных колебаний и динамика станков // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. Математическое моделирование и оптимальное управление. – 2001. – № 2. – С. 69–88.
12. Namachchivaya N.S., Beddini R. Spindle speed variation for the suppression of regenerative chatter // Journal of Nonlinear Science. – 2003. – Vol. 13. – P. 265–288.
13. Wahi P., Chatterjee A. Self-interrupted regenerative metal cutting in turning // Journal of Nonlinear Mechanics. – 2008. – Vol. 43. – P. 111–123. – DOI: 10.1016/j.ijnonlinmec.2007.10.010.
14. Chaotic vibrations in regenerative cutting process / J. Warminski, G. Litak, J. Lipski, M. Wiercigroch, M.P. Cartmell // IUTAM/IFTOMM Symposium on Synthesis of Nonlinear Dynamical Systems. – 2000. – Vol. 73. – P. 275–284.
15. Stepan G., Szalai R., Insperger T. Nonlinear dynamics of high-speed milling subjected to regenerative effect // Nonlinear dynamics of production systems. – Weinheim: Wiley-VCH, 2004. – P. 111–127.
16. Stepan G. Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting // Philosophical Transactions of The Royal Society a Mathematical Physical and Engineering Sciences. – 2001. – Vol. 359. – P. 739–757. – DOI: 10.1098/rsta.2000.0753.
17. 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.
18. Воронов С.А., Киселев И.А. Нелинейные задачи динамики процессов резания // Машиностроение и инженерное образование. – 2017. – № 2 (51). – С. 9–23.
19. Васин С.А., Васин Л.А. Синергетический подход к описанию природы возникновения и развития автоколебаний при точении // Наукоемкие технологии в машиностроении. – 2012. – № 1. – С. 11–16.
20. Rusinek R., Wiercigroch M., Wahi P. Influence of tool flank forces on complex dynamics of cutting process // International Journal of Bifurcation and Chaos. – 2014. – Vol. 24, N 9. – P. 1450115. – DOI: 10.1142/S0218127414501156.
21. 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.
22. Grabec I. Chaos generated by the cutting process // Physics Letter A. – 1986. – Vol. 117, N 8. – P. 384–386. – DOI: 10.1016/0375-9601(86)90003-4.
23. Surface quality of a work material's influence on the vibrations of the cutting process / J. Lipski, G. Litak, R. Rusinek, K. Szabelski, A. Teter, J. Warminski, K. Zaleski // Journal of Sound and Vibration. –

2002. – Vol. 252. – P. 737–739. – DOI: 10.1006/jsvi.2001.3943.

24. *Wiercigroch M., Budak E.* Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting // *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences.* – 2001. – N 359. – P. 663–693. – DOI: 10.1098/rsta.2000.0750.

25. *Wiercigroch M. Krivtsov A.M.* Frictional chatter in orthogonal metal cutting // *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences.* – 2001. – Vol. 359. – P. 713–738. – DOI: 10.1098/rsta.2000.0752.

26. Bifurcation of stationary manifolds formed in the neighborhood of the equilibrium in a dynamic system of cutting / V.L. Zakovorotny, A.D. Lukyanov, A.A. Gubanov, V.V. Khristoforova // *Journal of Sound and Vibration.* – 2016. – Vol. 368. – P. 174–190. – DOI: 10.1016/j.jsv.2016.01.020.

27. *Воронин А.А.* Влияние ультразвуковых колебаний на процесс резания жаропрочных сплавов // *Станки и инструмент.* – 1960. – № 11. – С. 15–18.

28. *Марков А.И.* Оптимизация и управление процессом ультразвукового резания // *Вестник машиностроения.* – 1996. – № 10. – С. 19–22.

29. *Ткаченко И.Г., Агапов С.И.* Определение оптимальной амплитуды и направления ультразвуковых колебаний при зубодолблении мелко модульных зубчатых колес // *Вестник машиностроения.* – 2010. – № 2. – С. 48–50.

30. *Агапов С.И.* Стойкостные исследования процесса зубофрезерования мелко модульных зубчатых колес с введением в зону резания ультразвуковых колебаний // *Вестник машиностроения.* – 2008. – № 4. – С. 66–68.

31. *Асташев В.К.* Влияние ультразвуковых колебаний резца на процесс резания // *Проблемы машиностроения и надежности машин.* – 1992. – № 3. – С. 81–86.

32. *Кумабэ Д.* Вибрационное резание / пер. с яп. С.Л. Масенникова; под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.

33. *Astashev V.K., Babitsky V.I.* Ultrasonic cutting as a nonlinear (vibro-impact) process // *Ultrasonics.* – 1998. – Vol. 36. – P. 89–96. – DOI: 10.1016/S0041-624X(97)00101-7.

34. *Асташев В.К., Андрианов Н.А., Крупенин В.Л.* Об авторезонансном ультразвуковом резании материалов // *Вестник научно-технического развития.* – 2017. – № 1 (113). – С. 3–10.

35. *Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E.* Dynamic influence of spindle wobble in a lathe on the workpiece geometry // *Russian Engineering Research.* – 2018. – Vol. 38, N 9. – P. 723–725. – DOI: 10.3103/S1068798X18090307.

36. *Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е.* Бифуркации притягивающих множеств деформационных смещений режущего инструмента в зависимости от биений шпиндельной группы // *Известия вузов. Прикладная нелинейная динамика.* – 2017. – Т. 25, № 6. – С. 38–56. – DOI: 10.18500/0869-6632-2017-25-6-38-56.

37. *Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E.* Influence of spindle wobble in a lathe on the tool's deformational-displacement trajectory // *Russian Engineering Research.* – 2018. – Vol. 38, N 8. – P. 623–631. – DOI: 10.3103/S1068798X1808018X.

38. *Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E.* Influence of Spindle Wobble in Turning on the Workpiece's Surface Topology // *Russian Engineering Research.* 2018. Vol. 38. N 10. P. 818–823. DOI: 10.3103/S1068798X18100192

39. *Заковоротный В.Л., Фам Д.Т., Нгуен С.Т.* Моделирование и идентификация инерционных и диссипативных свойств подсистем режущего инструмента и заготовки при точении // *Вестник Донского государственного технического университета.* – 2010. – Т. 10, № 8 (51). – С. 1165–1178.

40. *Николас Г, Пригожин И.* Познание сложного. – М.: Едиториал УРСС, 2003. – С. 97–171. – ISBN 5-03-001582-5.

41. Nonlinear dynamics of chaotic and stochastic systems: tutorial and modern developments / V.S. Anishchenko, V.V. Astakhov, A.B. Neiman, T. Vadivasova, L. Schimansky-Geier // *Известия вузов. Прикладная нелинейная динамика.* – 2001. – Т. 9, N 6. – С. 201–203.

42. *Заковоротный В.Л., Бордачев Е.В.* Информационное обеспечение системы динамической диагностики износа режущего инструмента на примере токарной обработки // *Проблемы машиностроения и надежности машин.* – 1995. – № 3. – С. 95–103.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



The Influence of the Vibration on the Tool Shape-Generating Trajectories when Turning

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: 10 April 2019

Revised: 21 May 2019

Accepted: 01 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Nonlinear dynamic

Vibrations

Cutting process

Geometric topology of the detail surface

Funding

This study was performed with financial support of RFBR grant № 19-08-00022

ABSTRACT

Introduction. Vibrations always accompany the cutting process and affect the quality parameters of the parts and the state of the cutting process is estimated by the intensity of tool wear. Vibrations, generated by the machine itself (spindle group beats, kinematic perturbations, variations of the allowance, etc.), as well as specially controlled vibrations, introduced into the cutting zone to improve the quality of parts manufacturing, are considered in the paper. The trajectories of shape-generating movements depend on the trajectories of the executive elements of the machine, additional vibrations and elastic deformation displacements of the tool relative to the workpiece are changed by the vibrations. The trajectories of shape-generating movements are the main factor in the formation of the geometric topology of the part surface in the unity of geometric accuracy, waviness and surface roughness. However, to date, there is no consensus about the influence of vibrations on the quality parameters of the part. **Method of research.** The influence of vibrations on the trajectory of shape-generating movements of the tool tip relative to the workpiece is considered on the basis of mathematical modeling of the dynamic cutting system in the paper as the main factor determining the geometric topology of the part. In contrast to the well-known works, first, the dynamic link parameters are provided in the state coordinates. Secondly, the machines influence of the vibration perturbances on dynamic properties (for instance stability) and machining result (primarily geometric topology) is considered. **Results and discussion.** The simulation results, revealing the effects of nonlinear dynamics, which can cause both improvement and deterioration of the parameters of geometric topology, are presented. These effects appear in the formation of a dynamic constant component of deformation displacements, in the formation of the various attracting sets of deformation displacements along the trajectory and its bifurcations. The ways of improving the quality of the surface formed by the cutting process taking into account agreement of the input and (or) existing naturally external perturbations with the properties of the dynamic system and CNC-controlled trajectories of the executive elements of the machine are outlined. The aim of the research is to improve the efficiency of the process in terms of the quality of parts manufacturing. It can also be used to dynamically monitor state of the process during machining, such as tool wear.

For citation: Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E. The influence of the vibration on the tool shape-generating trajectories when turning. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 42–58. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-42-58. (In Russian).

References

1. Kudinov V.A. *Dinamika stankov* [Dynamics of machines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1967. 359 p.
2. Tlustý I., Ismail F., Basic non-linearity in machining chatter. *Annals of the CIRP*, 1981, pp. 299–304. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)60946-9.
3. Tlustý I. *Avtokolebaniya v metallorezhushchikh stankakh* [Self-oscillations in machine tools]. Moscow, Mashgiz Publ., 1956. 395 p.)
4. Tobias S.A. *Machine tool vibrations*. London, Blackie, 1965. DOI: 10.1049/tpe:19640084.

* 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



5. Merrit D. Teoriya avtokolebaniy metallorazhreshchikh stankov [Theory of the self-oscillations of the metal cutting machines]. *Konstruirovaniye i tekhnologiya mashinostroeniya = Design and technology of mechanical engineering*, 1965, no. 4, pp. 32–38. (In Russian).
6. Hahn R.S. On the theory of regenerative chatter in precision grinding operation. *Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, 1954, vol. 76, pp. 593–597.
7. Balachandran B. Nonlinear dynamics of milling process. *Philosophical Transactions of The Royal Society A. Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 2001, vol. 359 (1781), pp. 793–819.
8. Litak G. Chaotic vibrations in a regenerative cutting process. *Chaos Solitons & Fractals*, 2002, vol. 13, pp. 1531–1535. DOI: 10.1016/S0960-0779(01)00176-X.
9. Litak G., Rusinek R. Dynamics of a stainless steel turning process by statistical and recurrence analyses. *Mechanic*, 2012, vol. 47 (6), pp. 1517–1526. DOI: 10.1007/s11012-011-9534-x.
10. Voronov S.A., Nepchatov A.V., Kiselev I.A. Kriterii otsenki ustoychivosti protsessa frezerovaniya nezhestkikh detalei [Estimation criteria of the milling process stability of the flexible parts]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroyeniye = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 2011, no. 1, pp. 50–62.
11. Gorodetsky Yu.I. Teoriya nelineynykh kolebaniy i dinamika stankov [Theory of nonlinear oscillations and machine tool dynamics]. *Vestnik Nizhegorodskogo universiteta im. N.I. Lobachevskogo. Seriya: Matematicheskoe modelirovaniye i optimal'noye upravleniye = Vestnik of Lobachevsky State University of Nizhni Novgorod. Series: Mathematical modeling and optimal control*, 2001, no. 2, pp. 69–88.
12. Namachchivaya N.S., Beddini R. Spindle speed variation for the suppression of regenerative chatter. *Journal of Nonlinear Science*, 2003, vol. 13, pp. 265–288.
13. Wahi P., Chatterjee A. Self-interrupted regenerative metal cutting in turning. *Journal of Non-Linear Mechanics*, 2008, vol. 43, pp. 111–123. DOI: 10.1016/j.ijnonlinmec.2007.10.010.
14. Warminski J., Litak G., Lipski J., Wiercigroch M., Cartmell M.P. Chaotic vibrations in regenerative cutting process. *IUTAM/IFToMM Symposium on Synthesis of Nonlinear Dynamical Systems*, 2000, vol. 73, pp. 275–284.
15. Stepan G., Szalai R., Inperger T. Nonlinear dynamics of high-speed milling subjected to regenerative effect. *Nonlinear dynamics of production systems*. Weinheim, Wiley-VCH, 2004, pp. 111–127.
16. Stepan G. Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting. *Philosophical Transactions of the Royal Society a Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 2001, vol. 359, pp. 739–757. DOI: 10.1098/rsta.2000.0753.
17. 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.
18. Voronov S.A., Kiselev I.A. Nelineinyye zadachi dinamiki protsessov rezaniya [Nonlinear problems of the dynamics of cutting processes]. *Mashinostroyeniye i inzhenernoye obrazovaniye = Mechanical engineering and engineering education*, 2017, no. 2 (51), pp. 9–23.
19. Vasin S.A., Vasin L.A. Sinergeticheskiy podkhod k opisaniyu prirody vozniknoveniya i razvitiya avtokolebaniy pri tochenii [Synergetic approach to describing the nature and development of self-oscillations in turning]. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroyenii = Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*, 2012, no. 1, pp. 11–16.
20. Rusinez R., Wiercigroch M., Wahi P. Influence of tool flank forces on complex dynamics of cutting process. *International Journal of Bifurcation and Chaos*, 2014, vol. 24, no. 9, p. 1450115. DOI: 10.1142/S0218127414501156.
21. Rusinez 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.
22. Grabec I. Chaos generated by the cutting process. *Physics Letter A*, 1986, vol. 117, no. 8, pp. 384–386. DOI: 10.1016/0375-9601(86)90003-4.
23. Lipski J., Litak G., Rusinek R., Szabelski K., Teter A., Warminski J., Zaleski K. Surface quality of a work material's influence on the vibrations of the cutting process. *Journal of Sound and Vibration*, 2002, vol. 252, pp. 737–739. DOI: 10.1006/jsvi.2001.3943.
24. Wiercigroch M., Budak E. Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting. *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 2001, no. 359, pp. 663–693. DOI: 10.1098/rsta.2000.0750.
25. Wiercigroch M., Krivtsov A.M. Frictional chatter in orthogonal metal cutting. *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 2001, vol. 359, pp. 713–738. DOI: 10.1098/rsta.2000.0752.

26. Zakovorotny V.L., Lukyanov A.D., Gubanova A.A., Khristoforova V.V. Bifurcation of stationary manifolds formed in the neighborhood of the equilibrium in a dynamic system of cutting. *Journal of Sound and Vibration*, 2016, Vol. 368, pp. 174–190. DOI: 10.1016/j.jsv.2016.01.020.
27. Voronin A.A. Vliyanie ul'trazvukovykh kolebaniy na protsess rezaniya zharoprochnykh splavov [Influence of the ultrasound oscillations on the cutting process of the high-temperature alloy]. *Stanki i instrument = Machines and tooling*, 1960, no. 11, pp. 15–18. (In Russian).
28. Markov A.I. Optimizatsiya i upravlenie protsessom ul'trazvukovogo rezaniya [Optimization and control of ultrasonic cutting process]. *Vestnik mashinostroeniya = Bulletin of Mechanical Engineering*, 1996, no. 10, pp. 19–22.
29. Tkachenko I.G., Agapov S.I. Opredelenie optimal'noi amplitudy i napravleniya ul'trazvukovykh kolebaniy pri zubodolblenii melkomodul'nykh zubchatykh koles [Determination of the optimal amplitude and direction of ultrasonic vibrations during gear-breaking of fine-toothed gears]. *Vestnik mashinostroeniya = Bulletin of Mechanical Engineering*, 2010, no. 2, pp. 48–50.
30. Agapov S.I. Stoikostnye issledovaniya protsessa zubofrezirovaniya melkomodul'nykh zubchatykh koles s vvedeniem v zonu rezaniya ul'trazvukovykh kolebaniy [Study of the wear resistant characteristics of the gear milling of the fine-module gearwheel with introduce of ultrasound oscillations in cutting zone]. *Vestnik mashinostroeniya = Bulletin of Mechanical Engineering*, 2008, no. 4, pp. 66–68.
31. Astashev V.K. Vliyanie ul'trazvukovykh kolebaniy reztsa na protsess rezaniya [Influence ultrasound oscillations of the cutter on the cutting process]. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin = Problems of mechanical engineering and reliability of machines*, 1992, no. 3, pp. 81–86.
32. Kumabe D. *Vibratsionnoe rezanie* [Vibration cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 424 p.
33. Astashev V.K., Babitsky V.I. Ultrasonic cutting as a nonlinear (vibro-impact) process. *Ultrasonics*, 1998, vol. 36, pp. 89–96. DOI: 10.1016/S0041-624X(97)00101-7.
34. Astashev V.K., Andrianov N.A., Krupenin V.L. Ob avtorezonansnom ul'trazvukovom rezanii materialov [About self-resonance ultrasound cutting of materials]. *Vestnik nauchno-tekhnicheskogo razvitiya = Bulletin of scientific and technical development*, 2017, no. 1 (113), pp. 3–10.
35. Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E. Dynamic influence of spindle wobble in a lathe on the workpiece geometry. *Russian Engineering Research*, 2018, vol. 38, no. 9, pp. 723–725. DOI: 10.3103/S1068798X18090307.
36. Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E. Bifurkatsii prityagivayushchikh mnozhestv deformatsionnykh smeshchenii rezhushchego instrumenta v zavisimosti ot bienii shpindel'noi gruppy [Bifurcations of attracting sets of deformation displacement of cutting tool depending on the spindle group beats]. *Izvestiya vuzov. Prikladnaya nelinejnaya dinamika = Applied Nonlinear Dynamics*, 2017, vol. 25, no. 6, pp. 38–56. DOI: 10.18500/0869-6632-2017-25-6-38-56.
37. Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E. Influence of spindle wobble in a lathe on the tool's deformational-displacement trajectory. *Russian Engineering Research*, 2018, vol. 38, no. 8, pp. 623–631. DOI: 10.3103/S1068798X1808018X.
38. Zakovorotny V.L., Gvindzhiliya V.E. Influence of Spindle Wobble in Turning on the Workpiece's Surface Topology. *Russian Engineering Research*, 2018, Vol. 38, no.10, pp. 818–823. DOI: 10.3103/S1068798X18100192.
39. Zakovorotny V.L., Fam D.T., Nguen S.T. Modelirovanie i identifikatsiya inertsionnykh i dissipativnykh svoystv podsystem rezhushchego instrumenta i zagotovki pri tochenii [Modeling and identification of inertial and dissipative properties of the subsystems of the cutting tool and workpiece in turning]. *Vestnik Donskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Vestnik of Don State Technical University*, 2010, vol. 10, no. 8 (51), pp. 1165–1178.
40. Nikolas G, Prigozhin I. *Poznanie slozhnogo* [Knowledge of the complex]. Moscow, Editorial URSS Publ., 2003, pp. 97–171. ISBN 5-03-001582-5.
41. Anishchenko V.S., Astakhov V.V., Neiman A.B., Vadivasova T., Schimansky-Geier L. Nonlinear dynamics of chaotic and stochastic systems: tutorial and modern developments. *Izvestiya vuzov. Prikladnaya nelinejnaya dinamika = Applied nonlinear dynamics*, 2001, vol. 9, no. 6, pp. 201–203.
42. Zakovorotny V.L., Bordachev E.V. Informatsionnoe obespechenie sistemy dinamicheskoi diagnostiki iznosa rezhushchego instrumenta na primere tokarnoi obrabotki [Information support of the system for dynamic diagnosis of wear of cutting tools on the example of turning]. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin = Problems of mechanical engineering and reliability of machines*, 1995, no. 3, pp. 95–103.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

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

Исследование изменения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали в процессе ротационной вытяжки с утонением стенки

Александр Удалов^{1, а, *}, Андрей Удалов^{2, б}¹ Вятский государственный университет, ул. Московская, 36, г. Киров, 610000, Россия² Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина, ул. Мира, 19, г. Екатеринбург, 620002, Россия^а  <https://orcid.org/0000-0003-0210-5423>,  a.v.udalov1960@gmail.com, ^б  <https://orcid.org/0000-0003-0886-3014>,  a.a.udalov1992@gmail.com

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.774

История статьи:

Поступила: 28 апреля 2019

Рецензирование: 16 мая 2019

Принята к печати: 26 июня 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Ротационная вытяжка

Конический ролик

Твердость

Сопротивление деформации

Кривая упрочнения

АННОТАЦИЯ

Введение. Основным параметром, определяющим эффективность и качество процесса ротационной вытяжки с утонением стенки, является значение и характер распределения сопротивления деформации материала по толщине стенки заготовки. В технической литературе, посвященной изучению данного процесса, содержится недостаточно информации, позволяющей корректно назначать технологические режимы и условия обработки. Статья посвящена экспериментальному исследованию изменения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали в процессе ротационной вытяжки с утонением стенки в зависимости от степени деформации и угла конусности деформирующего ролика. **Целью работы** является определение неравномерности распределения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали по толщине стенки заготовки после ротационной вытяжки с утонением в зависимости от степени деформации и угла конусности деформирующего ролика. **Методы исследования.** Процесс ротационной вытяжки заготовок, имеющих исходную толщину стенки 6,5 мм и наружный диаметр 203 мм, осуществлялся на трехроlikовом горизонтально-раскатном станке СРГ-0,6-1500 по прямому способу. Пластическое формоизменение материала заготовок выполнялось при различных степенях деформации на оправке диаметром 190 мм деформирующими роликами диаметром 260 мм с углом конусности равным 20 и 30°. Сопротивления деформации материала по толщине стенки определялось на продольных образцах, вырезанных из обработанных заготовок, методом внедрения индентора с измерением твердости наконечником Виккерса. Неравномерность распределения сопротивления деформации оценивалась коэффициентом, определяемым как отношение сопротивлений деформации наружной поверхности к сопротивлению деформации внутренних объемов стенки заготовки. **Результаты и обсуждения.** Наибольшие значения сопротивления деформации были получены на наружной поверхности заготовок, обработанных роликом, а наименьшие значения зафиксированы во внутреннем объеме стенки заготовок. Оценка неравномерности распределения сопротивления деформации по толщине стенки заготовки выполнена с помощью коэффициента неравномерности, равного отношению сопротивлений деформации наружного слоя и внутренних объемов стенки заготовки. Выявлено, что наиболее опасными зонами, подверженными разрушению в процессе ротационной вытяжки, являются внутренние объемы материала, прилегающие к наружному поверхностному слою заготовки. Установлено, что коэффициент неравномерности распределения напряжений при обработке роликом с углом конусности $\alpha = 30^\circ$ примерно на 10 % больше, чем с углом конусности $\alpha = 20^\circ$. С увеличением степени деформации коэффициент неравномерности распределения напряжений возрастает, но очень незначительно. Полученные закономерности объясняются, в частности, наплавом, который образуется перед роликом. По полученным результатам даны общие рекомендации по назначению степени деформации и угла конусности ролика при выполнении ротационной вытяжки. Кроме того, получены эмпирические зависимости деформационного упрочнения материала для различных объемов заготовки. Предлагаемая методика определения неравномерности распределения напряжений может быть использована при разработке процессов обработки давлением и в проектировочных расчетах элементов конструкций.

Для цитирования: Удалов А.В., Удалов А.А. Исследование изменения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали в процессе ротационной вытяжки с утонением стенки // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 59–71. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-59-71.

*Адрес для переписки

Удалов Александр Викторович, к.т.н., доцент

Вятский государственный университет,

ул. Московская, 153-35,

610048, г. Киров, Россия

Тел.: +7 (922) 930-72-45, e-mail: a.v.udalov1960@gmail.com

Введение

Ротационная вытяжка с утонением стенки относится к процессам обработки металлов давлением с созданием локального очага деформации

ции и может выполняться прямым и обратным способом (рис. 1). Данный процесс широко используется при изготовлении осесимметричных деталей с постоянной и переменной толщиной стенки [1–4]. Деформирующими элементами являются цилиндрическая оправка и ролик, имеющий коническую или торообразную форму. В процессе обработки ролик совершает качение по вращающейся заготовке с заданной осевой подачей и обеспечивает принудительное утонение стенки до требуемого значения. В пределах геометрического очага деформации материал находится в условиях неравномерного всестороннего сжатия, что в значительной степени усложняет теоретическое исследование напряженно-деформированного состояния данного процесса. Это обуславливает то, что совершенствование технологии процесса ротационной вытяжки базируется в основном на результатах эксперимен-

тальных исследований, на основании которых разрабатываются различные теоретические модели [5–13].

В работе [5] на основании экспериментальных данных определены оптимальные значения подачи ролика, абсолютного утонения стенки, а также зазора между оправкой и заготовкой, обеспечивающие наилучшую точность и качество обработки. В работе [6] теоретически исследована и экспериментально подтверждена степень влияния частоты вращения заготовки, интенсивности подачи охлаждающей жидкости и осевой подачи на шероховатость обработанной поверхности. В работе [7] исследовалось влияние параметров процесса ротационной вытяжки с утонением на изменение структуры углеродистой стали. На основании известных экспериментальных и теоретических исследований разработана общая методика проектирования процесса

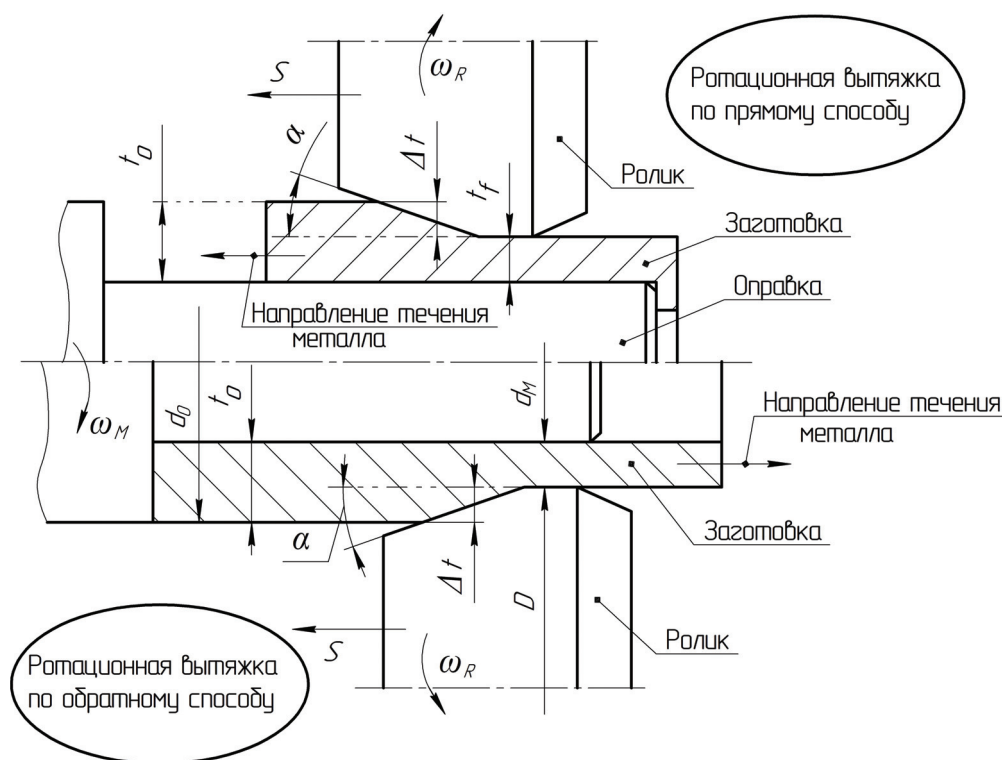


Рис. 1. Принципиальные схемы ротационной вытяжки с утонением стенки:

ω_M – угловая скорость оправки; ω_R – угловая скорость ролика; S – осевая подача ролика; D – диаметр ролика; α – угол конусности ролика; d_0 – наружный диаметр исходной заготовки; d_M – диаметр оправки; t_0 и t_f – начальная и конечная толщина стенки заготовки; Δt – абсолютная деформация стенки заготовки

Fig. 1. Schematic diagrams of flow forming:

ω_M – angular velocity of the mandrel; ω_R – angular velocity of the roller; S – axial feed roller; D – diameter of the roller; α – angle of the roller taper; d_0 – outer diameter of the original workpiece; d_M – diameter of the mandrel; t_0 and t_f – the initial and final wall thickness of the workpiece; Δt – absolute deformation of the wall of the workpiece

ротационной вытяжки с утонением стенки [8], учитывающая основные факторы, влияющие на точность и качество обработки. Влияние частоты вращения заготовки, осевой подачи ролика и степени деформации на погрешности формы обработанной цилиндрической поверхности детали рассмотрено в работе [9]. Основные факторы, оказывающие действие на неравномерность пластического течения материала в процессе ротационной вытяжки по обратному способу, рассмотрены в работе [10]. В работах [11, 12] определены предельные значения степени деформации в процессе ротационной вытяжки с утонением в зависимости от геометрических параметров деформирующих роликов. Разработано новое устройство для ротационной вытяжки с утонением [13], позволяющее повысить точность и качество обработки.

Особую роль при разработке процесса ротационной вытяжки приобретает правильная оценка деформаций и напряжений, которые в условиях локального нагружения обладают значительной неравномерностью распределения по толщине стенки заготовки [3, 14, 15].

В общем случае неравномерность напряженно-деформированного состояния материала в очаге деформации ограничивает возможности процесса и вызывает появление брака в виде трещин и шелушения. Кроме того, после заключительной технологической обработки в готовой детали возникают неблагоприятные остаточные напряжения, способные вызвать разрушение в процессе эксплуатации. Выбор метода исследования напряженно-деформированного состояния зависит практически от всех технологических параметров процесса и в каждом конкретном случае решается индивидуально.

Основные моменты, вызывающие неравномерность деформаций и напряжений, а также экспериментальные методы их определения рассмотрены в работах [16–19].

Процессы обработки давлением с преобладающей схемой объемного напряженного состояния, к которым относится и ротационная вытяжка, исследуются, как правило, численным моделированием с использованием метода конечных элементов [20–23].

Несмотря на значительный опыт экспериментальных и теоретических исследований, назначение технологических режимов, обеспе-

чивающих требуемую точность и качество обработки, и на сегодняшний день остается актуальной проблемой при проектировании процесса ротационной вытяжки с утонением стенки. Основным обстоятельством, влияющим на силовые параметры процесса обработки давлением и качество готовой продукции, является закон изменения сопротивления деформации материала (кривая упрочнения), который может быть определен только экспериментально. При этом схема напряженно-деформированного состояния материала при проведении эксперимента должна быть максимально приближена к условиям реального процесса обработки давлением.

Целью экспериментальных исследований является определение неравномерности распределения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали по толщине стенки заготовки после ротационной вытяжки с утонением в зависимости от степени деформации и угла конусности деформирующего ролика.

Методика проведения экспериментального исследования

В процессах обработки давлением изменение сопротивления деформации материала представляется в виде степенной зависимости [24]

$$\sigma_S = \sigma_{S0} + g(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^b. \quad (1)$$

Процесс ротационной вытяжки с утонением стенки протекает преимущественно в условиях неравномерного всестороннего сжатия. В соответствии с этим исследование изменения сопротивления деформации было выполнено методом внедрения индентора [25], при котором возникает аналогичная схема напряженного состояния материала заготовки. Метод внедрения индентора позволяет определять сопротивление деформации практически в любой точке по всему объему заготовки, что является его основным достоинством.

В соответствии с работой [25] сопротивление деформации материала после обработки давлением определяется по формуле

$$\sigma_S = \sigma_{S0} \frac{HV_f}{HV_0}, \quad (2)$$

где HV_0 и HV_f – твердость по Виккерсу исходного и упрочненного материала соответственно.

Таким образом, экспериментальное исследование изменения сопротивления деформации материала в процессе ротационной вытяжки состояло из следующих этапов.

1. Подготовка исходных заготовок и измерение их твердости (HV_0).

2. Ротационная вытяжка исходных заготовок при различных степенях деформации стенки и углах конусности деформирующего ролика.

3. Измерение твердости в заданных точках материала обработанных заготовок (HV_f) и определение сопротивления деформации по формуле (2).

4. Аппроксимация полученных экспериментальных данных с целью получения степенной зависимости деформационного упрочнения (1).

5. Определение неравномерности распределения сопротивления деформации по толщине стенки деформированной заготовки.

Условия проведения эксперимента

Ротационная вытяжка исходных заготовок выполнялась по прямому способу на горизонтально-раскатном станке СРГ-0,6-1500. Количество деформирующих роликов равно трем (рис. 2). Перед обработкой ролики устанавливаются в одной плоскости, перпендикулярной оси вращения заготовки, и настраиваются на одинаковое утонение толщины стенки Δt , т. е. ротационная вытяжка производилась без разделения очага деформации.

Ротационная вытяжка производилась при осевой подаче роликов $S = 1$ мм/об и частоте вращения заготовки $n = 54$ мин⁻¹.

В процессе испытаний использовались конические ролики открытой калибровки (рис. 3) диаметром $D = 260$ мм и рабочей поверхностью с углом конусности $\alpha = 20^\circ$ и $\alpha = 30^\circ$. Угол конусности задней поверхности ролика принимался равным $\alpha_1 = 20^\circ$. Ширина калибрующего пояса ролика $b = 3$ мм. Радиус закругления переходной поверхности при вершине ролика $r = 2$ мм. Диаметр оправки $d_M = 190$ мм. Материал ролика и оправки – сталь ХВГ (ГОСТ 5950–2000), имеющая значение твердости после окончательной термообработки 58...62 HRC.

Исходной заготовкой является горячедеформированная труба (ГОСТ 8732–78) с наружным диаметром 219 мм и толщиной стенки 20 мм.

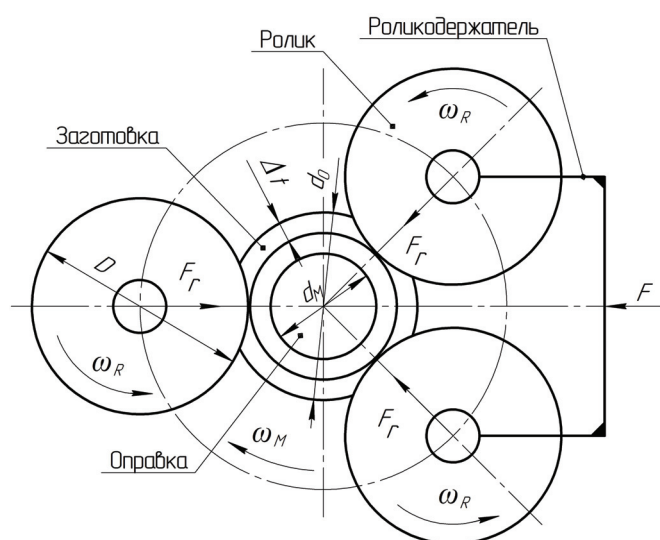


Рис. 2. Трехроликовая схема ротационной вытяжки с утонением стенки на горизонтально-раскатном станке СРГ-0,6-1500:

F_r – радиальная сила на одном ролике; F – сила прижима роликодержателя

Fig. 2. Three-roller scheme of flow forming on a horizontal roll machine SRG-0,6-1500:

F_r – radial force on one roller; F – force preload of roller holder

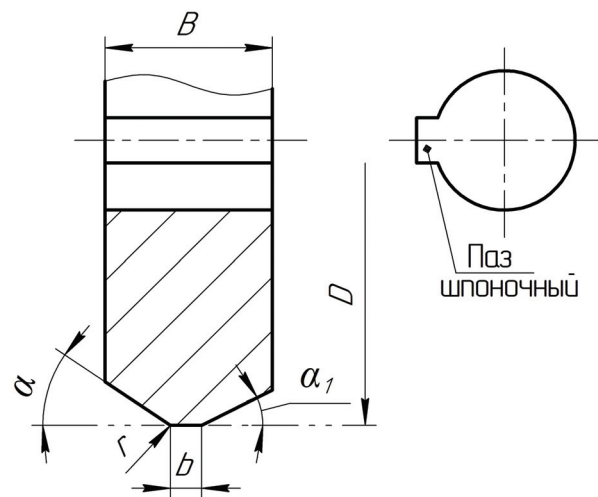


Рис. 3. Геометрические параметры ролика с открытой калибровкой

Fig. 3. Geometric parameters of the roller with open calibration

Материал исходной заготовки – сталь 20 (ГОСТ 1050–88). Исходная труба была разрезана на мерные заготовки длиной $\ell = 200$ мм. Полученные мерные заготовки подвергнуты отжигу в одной печи при температуре 920 °С в течение 20 мин с последующим охлаждением.

Твердость стали мерных заготовок в исходном состоянии (HV_0) определена с помощью твердомера ТВМ 1000 при нагрузке $F = 98,07$ Н в соответствии с ГОСТ Р ИСО 6507-1-2007. При этом для каждой заготовки выполнялось по десять измерений твердости. Среднее значение твердости исходного материала после отжига составило примерно $\overline{HV}_0 \approx 147$.

Предел текучести исходного материала σ_{s0} определен методом испытания на сжатие в соответствии с ГОСТ 25.503-97. С этой целью трубная заготовка предварительно разрезалась в осевом направлении на полосы, из которых были изготовлены шесть образцов квадратного сечения со стороной квадрата 6 мм. Предел текучести на сжатие исходного материала составил $\sigma_{s0} \approx 260$ МПа.

Окончательные размеры заготовок по наружной и внутренней поверхности получены точением. Шероховатость наружной и внутренней поверхности заготовок $R_a = 2,5 \dots 3,2$ мкм. Толщина стенки исходной заготовки составила $t_0 = 6,5$ мм. Номинальный внутренний диаметр заготовки равен диаметру оправки 190 мм и обеспечивает ее свободную установку перед ротационной вытяжкой с минимальным гарантированным зазором. Эскиз заготовки, подготовленной для ротационной вытяжки, показан на рис. 4, а ее общий вид – на рис. 5.

Проведение эксперимента

Подготовленные заготовки были подвергнуты ротационной вытяжке по прямому способу с различной степенью деформации стенки $\varepsilon_{\Delta t}$, которая определялась по формуле

$$\varepsilon_{\Delta t} = \frac{t_f - t_0}{t_0}. \quad (3)$$

Значения степени деформации $\varepsilon_{\Delta t}$ представлены в табл. 1 и 2. Для каждой степени деформации использовалось по три заготовки. С целью определения твердости HV_f материала обработанных заготовок (рис. 6) из них были вырезаны продольные полосы (рис. 7), которые затем были разрезаны в поперечном направлении на четыре части для удобства подготовки поверхностей и выполнения измерений.

Измерение твердости производилось в соответствии с ГОСТ Р ИСО 6507-1-2007 на боковой

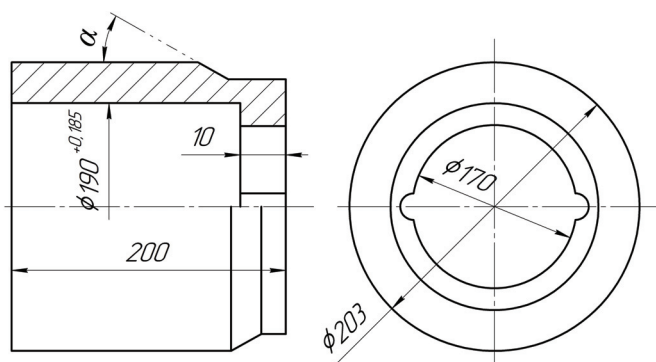


Рис. 4. Эскиз заготовки

Fig. 4. Workpiece sketch



Рис. 5. Общий вид заготовки

Fig. 5. Workpiece overview

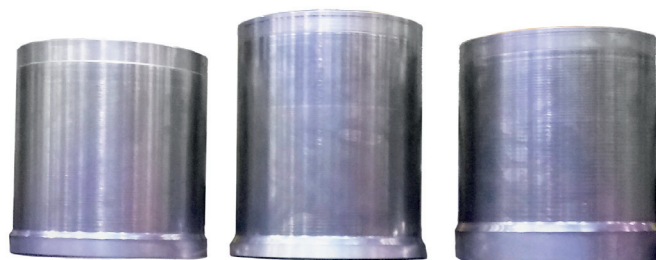


Рис. 6. Заготовки, подвергнутые ротационной вытяжке

Fig. 6. Workpieces after flow forming

грани, на наружной и внутренней поверхности подготовленных образцов (рис. 8) при нагрузке $F = 98,07$ Н. На каждой поверхности выполнялось не менее 10 измерений с последующим определением среднего значения твердости для каждой поверхности в отдельности по формуле

$$\overline{HV}_f = \frac{\sum_{i=1}^n HV_{fi}}{n}, \quad (4)$$

где i – номер измерения; n – количество измерений твердости; $\overline{HV}_f$ – среднее значение твердости для заданной поверхности.

Таблица 1

Table 1

Результаты исследования стальных ($\sigma_{S0} \approx 260$ МПа; $\overline{HV}_0 \approx 147$) заготовок, подвергнутых ротационной вытяжке роликом с углом конусности $\alpha = 20^\circ$

The study results of steel ($\sigma_{S0} \approx 260$ МПа; $\overline{HV}_0 \approx 147$) workpieces subjected to a flow forming with a roller with a taper angle $\alpha = 20^\circ$

Параметр		Значение				
Деформационные условия	$\varepsilon_{\Delta t}$	0,15	0,2	0,27	0,34	0,41
	ε	0,16	0,22	0,31	0,41	0,52
Наружная поверхность	$\overline{HV}_{f1}$	193	201	209	218	223
	σ_{S1} , МПа	341,2	354,6	370	385	395
	Степенная зависимость	$\sigma_{S1} = 260 + 132(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,3}$				
Боковая поверхность	$\overline{HV}_{f2}$	180	185	190	197	202
	σ_{S2} , МПа	318,8	327	337	350	357
	Степенная зависимость	$\sigma_{S2} = 260 + 93(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,297}$				
Внутренняя поверхность	$\overline{HV}_{f3}$	184	190	195	202	209
	σ_{S3} , МПа	326	335,4	345	356,5	360
	Степенная зависимость	$\sigma_{S3} = 260 + 102(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,299}$				
Коэффициент неравномерности	δ_σ	1,070	1,084	1,097	1,100	1,106

Примечание: $\varepsilon = \ln \frac{t_0}{t_f}$ – истинная деформация стенки заготовки; $\overline{HV}_{f1}$, $\overline{HV}_{f2}$, $\overline{HV}_{f3}$ – средние значения твердости

по Виккерсу соответственно на наружной, боковой и внутренней поверхности образца (рис. 8) после ротационной вытяжки; σ_{S1} , σ_{S2} , σ_{S3} – сопротивление деформации материала соответственно на наружной, боковой и внутренней поверхности образца, определяемое по формуле (5)



Рис. 7. Продольный образец, вырезанный из обработанной заготовки

Fig. 7. Longitudinal specimen cut from treated workpiece

Пример расположения зон индентирования при измерении твердости показан на рис. 9. Результаты измерения твердости представлены в табл. 1 и 2. Сопротивление деформации материала определялось для каждой поверхности образца в соответствии с формулой (2), в кото-

рой значения твердости $\overline{HV}_0$ и $\overline{HV}_f$ заменены их средними значениями:

$$\sigma_S = \sigma_{S0} \frac{\overline{HV}_f}{\overline{HV}_0}. \quad (5)$$

Результаты исследования стальных ($\sigma_{S0} \approx 260$ МПа; $\overline{HV}_0 \approx 147$) заготовок, подвергнутых ротационной вытяжке роликом с углом конусности $\alpha = 30^\circ$

The study results of steel ($\sigma_{S0} \approx 260$ МПа; $\overline{HV}_0 \approx 147$) workpieces subjected to a flow forming with a roller with a taper angle $\alpha = 30^\circ$

Параметр		Значение				
Деформационные условия	$\varepsilon_{\Delta t}$	0,2	0,3	0,37	0,41	0,45
	ε	0,22	0,36	0,46	0,52	0,58
Наружная поверхность	$\overline{HV}_{f1}$	223	234	244	252	255
	σ_{S1} , МПа	395	415	432	445	451
	Степенная зависимость	$\sigma_{S1} = 260 + 185,8(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,314}$				
Боковая поверхность	$\overline{HV}_{f2}$	191	199	204	209	211
	σ_{S2} , МПа	339,3	352,6	362	370	373
	Степенная зависимость	$\sigma_{S2} = 260 + 109,7(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,3}$				
Внутренняя поверхность	$\overline{HV}_{f3}$	190	197	201	206	209
	σ_{S3} , МПа	336	348	355,6	364,5	369,7
	Степенная зависимость	$\sigma_{S3} = 260 + 104,4(\sqrt{3} \cdot \varepsilon)^{0,3}$				
Коэффициент неравномерности	δ_σ	1,164	1,177	1,193	1,202	1,209

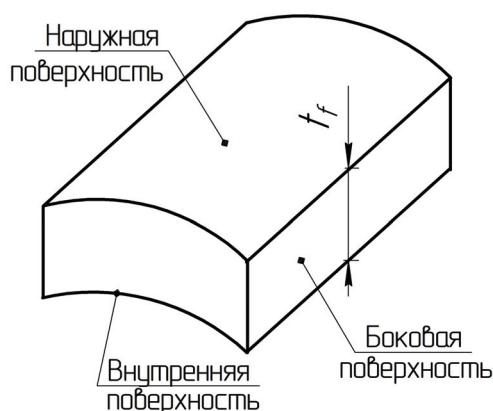
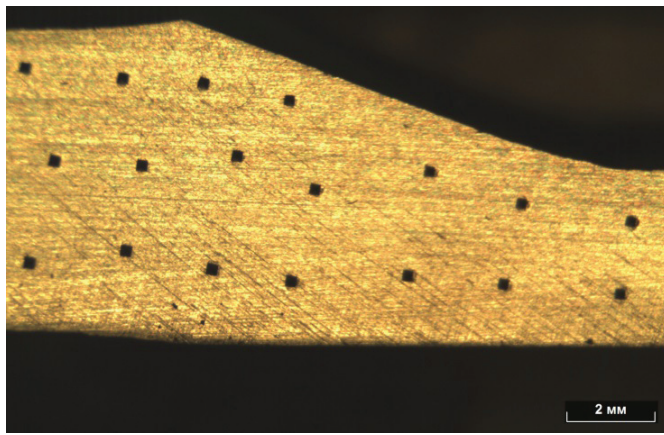


Рис. 8. Поверхности образца для измерения твердости

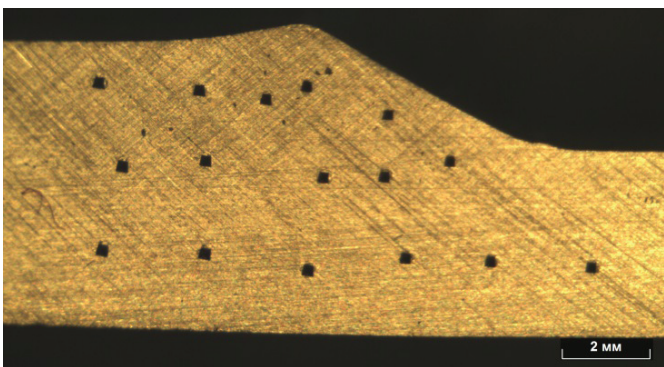
Fig. 8. The surface of the sample for hardness measuring

Полученные значения сопротивления деформации использованы для определения степенных зависимостей деформационного упрочнения (1), которые представлены в табл. 1 и 2. В качестве примера на рис. 10 показаны кривые упрочнения материала наружной поверхности заготовок, обработанных роликами с углами конусности 20 и 30°.

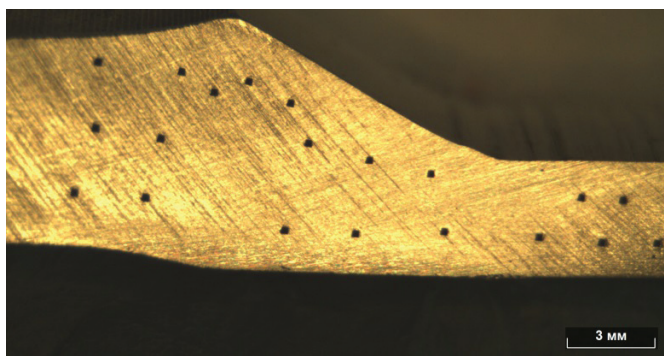
С практической точки зрения неравномерность распределения сопротивления деформации целесообразно оценивать между объемами материала, расположенными в непосредственной близости друг от друга. При этом значения сопротивления деформации в этих объемах должны максимально различаться между собой.



а



б



в

Рис. 9. Форма очага деформации при ротационной вытяжке и расположение отпечатков после измерений твердости на боковой поверхности образца:

а – $\alpha = 20^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,41$; б – $\alpha = 30^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,37$; в – $\alpha = 30^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,45$

Fig. 9. The shape of the deformation center of the flow forming and location of imprints after measuring the hardness on the side surface of the sample:

а – $\alpha = 20^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,41$; б – $\alpha = 30^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,37$; в – $\alpha = 30^\circ$, $\varepsilon_{\Delta t} = 0,45$

С учетом данных рекомендаций неравномерность распределения сопротивления деформации оценивалась коэффициентом

$$\delta_\sigma = \frac{\sigma_{S1}}{\sigma_{S2}}, \quad (6)$$

где δ_σ – коэффициент неравномерности распределения сопротивления деформации; σ_{S1} и σ_{S2} – сопротивление деформации материала соответственно на наружной поверхности и во внутренних объемах стенки заготовки.

Численные значения коэффициента δ_σ представлены в табл. 1 и 2.

Результаты и обсуждение

Использование метода внедрения индентора [25] позволило определить значения сопротивления деформации на наружной и внутренней поверхности заготовки после ротационной вытяжки, а также во внутренних объемах материала. Получена значительная неравномерность распределения сопротивления деформации по толщине стенки заготовки.

Наибольшие значения сопротивления деформации зафиксированы на наружной поверхности, обработанной роликом, а наименьшие значения – во внутренних объемах стенки заготовки. Численные значения зафиксированных параметров представлены в табл. 1 и 2. Данное распределение объясняется значительными деформациями сдвига на контактной поверхности ролика, вызванными силами трения. После обработки роликом с углом конусности $\alpha = 20^\circ$ на внутренней поверхности заготовки зафиксированы значения сопротивления деформации, незначительно превышающие сопротивление деформации во внутренних объемах стенки. После обработки роликом с углом конусности $\alpha = 30^\circ$ значения сопротивления деформации на внутренней поверхности и во внутренних объемах стенки заготовки практически равны. При этом с ростом угла α отмечается значительное увеличение наплыва перед роликом (рис. 9), что в целом способствует повышению неравномерности распределения сопротивления деформации.

Таким образом, наиболее опасной зоной, подверженной разрушению в процессе обработки, являются внутренние объемы материала, прилегающие к наружному поверхностному слою. Степенные зависимости деформационного упрочнения, полученные для различных зон исследуемого материала (табл. 1 и 2), соответствуют

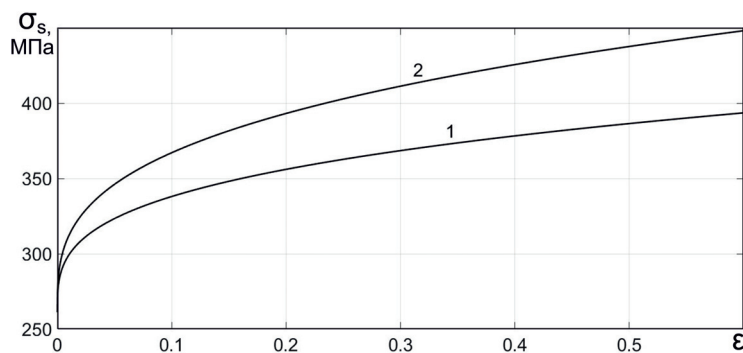


Рис. 10. Кривые деформационного упрочнения наружной поверхности заготовок, обработанных коническим роликом:

1 – при $\alpha = 20^\circ$; 2 – при $\alpha = 30^\circ$

Fig. 10. Curves of strain hardening of the outer surface of workpieces machined with a tapered roller:

1 – at $\alpha = 20^\circ$; 2 – at $\alpha = 30^\circ$

общему характеру изменения сопротивления деформации, т. е. с увеличением деформации интенсивность роста сопротивления деформации уменьшается (рис. 10).

Изменение угла конусности ролика оказывает самое сильное влияние на неравномерность распределения сопротивления деформации. С увеличением угла α сопротивление деформации материала растет более интенсивно на наружной поверхности, обработанной роликом. Например, интенсивность увеличения сопротивления деформации при угле конусности $\alpha = 30^\circ$ выше, чем при $\alpha = 20^\circ$ (рис. 10). Полученная зависимость при возрастании угла α объясняется, в частности, увеличением наплыва перед роликом (рис. 9) и ростом деформаций сдвига, вызванных силами трения на контактной поверхности.

Полученные результаты, связанные с неравномерностью распределения сопротивления деформации, соответствуют случаям обработки, когда назначенные технологические режимы ротационной вытяжки обеспечивают протекание процесса без макроразрушений [11]. При неверно выбранных технологических режимах характер распределения напряжений существенно изменяется, что приводит к разрушениям различного вида [5, 6].

Выводы

1. Способ определения сопротивления деформации материалов, представленный в работе [25], позволяет с точностью, достаточной для

инженерных расчетов, оценивать неравномерность распределения напряжений в заготовке при различных технологических режимах, что может быть использовано при проектировании процессов обработки давлением.

2. Процесс ротационной вытяжки характеризуется значительной неравномерностью распределения сопротивления деформации материала по толщине стенки заготовки, что необходимо учитывать при назначении технологических режимов обработки и геометрии деформирующего ролика.

3. При проектировании процессов ротационной вытяжки с утонением стенки значения степеней деформации и угла конусности ролика необходимо принимать в соответствии с рекомендациями работы [11], что позволит снизить неравномерность распределения напряжений и вероятность появления разрушения материала.

4. Предлагаемая методика определения неравномерности распределения напряжений может быть использована при разработке процессов обработки давлением и в проектных расчетах элементов конструкций.

Список литературы

1. Wong C.C., Dean T.A., Lin J. A review of spinning, shear forming and flow forming processes // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2003. – Vol. 43. – P. 1419–1435. – DOI: 10.1016/S0890-6955(03)00172-X.
2. Haghshenas M., Klassen R.J. Mechanical characterization of flow formed FCC alloys // Materials Science and Engineering. – 2015. – Vol. 641. – P. 249–255. – DOI: 10.1016/j.msea.2015.06.046.
3. Bhatt R.J., Raval H.K. Investigation of effect of material properties on forces during flow forming process // Procedia Engineering. – 2017. – Vol. 173. – P. 1587–1594. – DOI: 10.1016/j.proeng.2016.12.265.
4. Яковлев С.С. Ковка и штамповка. В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка: справочник. – М.: Машиностроение, 2010. – 732 с.
5. Davidson M.J., Balasubramanian K., Tagore G.R.N. An experimental study on the quality of flow-formed AA6061 tubes // Journal of Materials Processing Technology. – 2008. – Vol. 203, iss. 1–3. – P. 321–325. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.10.021.
6. Davidson M.J., Balasubramanian K., Tagore G.R.N. Surface roughness prediction of flow-

- formed AA6061 alloy by design of experiments // Journal of Materials Processing Technology. – 2008. – Vol. 202, iss. 1–3. – P. 41–46. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.08.065.
7. Microstructure and texture evolutions in AISI 1050 steel by flow forming / V. Bedekar, P. Pauskar, R. Shivpuri, J. Howe // Procedia Engineering. – 2017. – Vol. 81. – P. 2355–2360. – DOI: 10.1016/j.proeng.2014.10.333.
8. Marini D., Corney J. A methodology for assessing the feasibility of producing components by flow forming // Journal of Materials Processing Technology. – 2008. – Vol. 5, iss. 1. – P. 210–234. – DOI: 10.1080/21693277.2017.1374888.
9. Assessment of the surface topography of al 99.5 % tubular products formed by cold flow forming technology / S. Ekinovic, H. Dukic, I. Plancic, E. Begovica // Procedia Engineering. – 2005. – Vol. 132. – P. 389–396. – DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.510.
10. Wang X., Xia Q., Cheng X. Deformation behavior of haynes230 superalloy during backward flow forming // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing. – 2017. – Vol. 18, iss. 1. – P. 77–83. – DOI: 10.1007/s12541-017-0009-4.
11. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Theoretical investigation of the effect of the taper angle of the deforming roller on the limiting degrees of deformation in the process of flow forming // MATEC Web of Conferences. – 2018. – Vol. 224. – P. 01040. – DOI: 10.1051/mateconf/201822401040.
12. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Influence of the profile radius of the deforming roller on the limit degree of deformation in the process of flow forming // Materials Science Forum. – 2019. – Vol. 946. – P. 800–806. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/msf.946.800.
13. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Mechanism for flow forming of cylindrical workpiece // Proceedings of the 4th International Conference on Industrial Engineering ICIE 2018. – S. l.: Springer Nature Switzerland AG, 2019. – P. 1811–1818. – (Lecture Notes in Mechanical Engineering). – DOI: 10.1007/978-3-319-95630-5_194.
14. Roy M.J., Klassen R.J., Wood J.T. Evolution of plastic strain during a flow forming process // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – Vol. 209, iss. 2. – P. 1018–1025. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.03.030.
15. Mohebbi M.S., Akbarzadeh A. Experimental study and FEM analysis of redundant strains in flow forming of tubes // Journal of Materials Processing Technology. – 2010. – Vol. 210, iss. 2. – P. 389–395. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.09.028.
16. Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ляшков В.Б. Деформация металла при прокатке. – Свердловск: Metallurgizdat, 1956. – 286 с.
17. Чекмарев А.П. Теория прокатки крупных слитков. – М.: Metallurgiya, 1968. – 252 с.
18. Смирнов-Аляев Г.А., Чикидовский В.П. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. – Л.: Машиностроение, 1972. – 360 с.
19. Целиков А.И., Томленов А.Д., Зюзин В.И. Теория прокатки. – М.: Metallurgiya, 1982. – 335 с.
20. Parsa M.H., Pazooki A.M.A., Ahmadabadi M.N. Flow-forming and flow formability simulation // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2009. – Vol. 42, iss. 5–6. – P. 463–473. – DOI: 10.1007/s00170-008-1624-0.
21. Singh A.K., Narasimhan K., Singh R. Finite element modeling of backward flow forming of Ti6Al4V alloy // Materials Today: Proceedings. – 2018. – Vol. 5, iss. 11. – P. 24963–24970. – DOI: 10.1016/j.matpr.2018.10.297.
22. Bhatt R.J., Raval H.K. Experimental study on flow forming process and its numerical validation // Materials Today: Proceedings. – 2018. – Vol. 5, iss. 2. – P. 7230–7239. – DOI: 10.1016/j.matpr.2017.11.390.
23. Bhatt R.J., Raval H.K. Influence of operating variables during flow forming process // Procedia CIRP. – 2016. – Vol. 55. – P. 146–151. – DOI: 10.1016/j.procir.2016.08.025.
24. Богатов А.А. Механические свойства и модели разрушения металлов. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2002. – 329 с. – ISBN 5-321-00276-2.
25. Удалов А.В., Паршин С.В., Удалов А.А. Определение сопротивления деформации металлов и сплавов методом внедрения индентора // Деформация и разрушение материалов. – 2019. – № 4. – С. 40–44. – DOI: 10.31044/1814-4632-2019-4-40-44.

Конфликт интересов

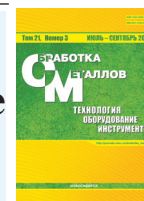
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Investigation of Changes in the Resistance to Deformation of Low-Carbon Steel in the Process of Flow Forming

Aleksandr Udalov^{1, a, *}, Andrey Udalov^{2, b}

¹ Vyatka State University, 36 Moskovskaya, Kirov, 610000, Russian Federation

² Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, 19 Mira st., Ekaterinburg, 620002, Russian Federation

^a  <https://orcid.org/0000-0003-0210-5423>,  a.v.udalov1960@gmail.com, ^b  <https://orcid.org/0000-0003-0886-3014>,  a.a.udalov1992@gmail.com

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 28 April 2019

Revised: 16 May 2019

Accepted: 26 June 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Flow forming

Taper roller

Hardness

Deformation resistance

Hardening curve

ABSTRACT

Introduction. The main parameter that determines the efficiency and quality of the flow forming is the value and nature of the distribution of the material's deformation resistance over the wall thickness of the workpiece. In the technical literature, devoted to the study of this process, there is not enough information to correctly assign technological regimes and processing conditions. The work is devoted to an experimental study of changes in the resistance of deformation of low carbon steel in the process of flow forming, depending on the degree of deformation and the angle of taper of the deforming roller. **The aim of the work** is to determine the non-uniform distribution of the resistance of the deformation of low-carbon steel through the thickness of the wall of the workpiece after the flow forming depending on the degree of deformation and the angle of taper of the deforming roller. **Research methods.** The process of flow forming of blanks having an initial wall thickness of 6.5 mm and an outer diameter of 203 mm is carried out on a three-roller horizontal-rolling machine SRG-0.6-1500 using a direct method. Plastic shaping of the material of the blanks is carried out at different degrees of deformation on the mandrel with a diameter of 190 mm deforming rollers with a diameter of 260 mm with an angle of taper equal to 20° and 30°. The deformation resistance of the material through the wall thickness is determined on longitudinal specimens cut from machined blanks using the indenter insertion method and measuring the hardness with a Vickers tip. The uneven distribution of the strain resistance is estimated by a coefficient defined as the ratio of the resistance of the deformation of the outer surface to the resistance of the deformation of the internal volumes of the wall of the workpiece. **Results and discussion.** The highest values of strain resistance are obtained on the outer surface of the workpieces treated with a roller, and the smallest values are recorded in the internal volume of the wall of the workpieces. The estimation of the non-uniformity of the distribution of the deformation resistance over the wall thickness of the workpiece is made using an irregularity coefficient equal to the ratio of the deformation resistances of the outer layer and the internal volumes of the wall of the workpiece. It is revealed that the most dangerous zones subjected to destruction in the process of rotational drawing are the internal volumes of the material adjacent to the outer surface layer of the workpiece. It is established that the non-uniformity coefficient of stress distribution when processing with a roller with a taper angle $\alpha = 30^\circ$ is about 10% more than with a taper angle $\alpha = 20^\circ$. With an increase in the degree of deformation, the coefficient of uneven distribution of stresses increases, but very slightly. The resulting patterns are explained, in particular, by the influx that forms in front of the roller. According to the results obtained, general recommendations are given on the purpose of the degree of deformation and the angle of taper of the roller when performing the flow forming. In addition, the empirical dependences of the strain hardening of the material for different volumes of the workpiece are obtained. The proposed method for determining the uneven distribution of stresses can be used in the development of pressure treatment processes and in the design calculations of structural elements.

For citation: Udalov A.V., Udalov A.A. Investigation of changes in the resistance to deformation of low-carbon steel in the process of flow forming. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 59–71. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-59-71. (In Russian).

* Corresponding author

Udalov Aleksandr V., Ph.D. (Engineering), Associate Professor

Vyatka State University,

36 Moskovskaya st.,

610000, Kirov, Russian Federation

Tel.: +7 (922) 930-72-45, e-mail: a.v.udalov1960@gmail.com

References

1. Wong C.C., Dean T.A., Lin J. A review of spinning, shear forming and flow forming processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003, vol. 43, pp. 1419–1435. DOI: 10.1016/S0890-6955(03)00172-X.
2. Haghshenas M., Klassen R.J. Mechanical characterization of flow formed FCC alloys. *Materials Science and Engineering*, 2015, vol. 641, pp. 249–255. DOI: 10.1016/j.msea.2015.06.046.
3. Bhatt R.J., Raval H.K. Investigation of effect of material properties on forces during flow forming process. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 173, pp. 1587–1594. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.12.265.
4. Yakovlev S.S. *Kovka i shtampovka*. V 4 t. T. 4. *Listovaya shtampovka* [Forging and stamping. In 4 vol. Vol. 4. Sheet stamping]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2010. 732 p.
5. Davidson M.J., Balasubramanian K., Tagorea G.R.N. An experimental study on the quality of flow-formed AA6061 tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, vol. 203, iss. 1–3, pp. 321–325. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.10.021.
6. Davidson M.J., Balasubramanian K., Tagorea G.R.N. Surface roughness prediction of flow-formed AA6061 alloy by design of experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, vol. 202, iss. 1–3, pp. 41–46. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2007.08.065.
7. Bedekar V., Pauskar P., Shivpuri R., Howe J. Microstructure and texture evolutions in AISI 1050 steel by flow forming. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 81, pp. 2355–2360. DOI: 10.1016/j.proeng.2014.10.333.
8. Marini D., Corney J. A methodology for assessing the feasibility of producing components by flow forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, vol. 5, iss. 1, pp. 210–234. DOI: 10.1080/21693277.2017.1374888.
9. Ekinovic S., Dukic H., Plancic I., Begovica E. Assessment of the surface topography of al 99.5% tubular products formed by cold flow forming technology. *Procedia Engineering*, 2015, vol. 132, pp. 389–396. DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.510.
10. Wang X., Xia Q., Cheng X. Deformation behavior of haynes230 superalloy during backward flow forming. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2017, vol. 18, iss. 1, pp. 77–83. DOI: 10.1007/s12541-017-0009-4.
11. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Theoretical investigation of the effect of the taper angle of the deforming roller on the limiting degrees of deformation in the process of flow forming. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 224, p. 01040. DOI: 10.1051/mateconf/201822401040.
12. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Influence of the profile radius of the deforming roller on the limit degree of deformation in the process of flow forming. *Materials Science Forum*, 2019, vol. 946, pp. 800–806. DOI: 10.4028/www.scientific.net/msf.946.800.
13. Udalov A.A., Parshin S.V., Udalov A.V. Mechanism for flow forming of cylindrical workpiece. *Proceedings of the 4th International Conference on Industrial Engineering. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, Springer Nature Switzerland AG, 2019, pp. 1811–1818. DOI: 10.1007/978-3-319-95630-5_194.
14. Roy M.J., Klassen R.J., Wood J.T. Evolution of plastic strain during a flow forming process. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, vol. 209, iss. 2, pp. 1018–1025. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.03.030.
15. Mohebbi M.S., Akbarzadeh A. Experimental study and FEM analysis of redundant strains in flow forming of tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, vol. 210, iss. 2, pp. 389–395. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.09.028.
16. Tarnovskii I.Ya., Pozdeev A.A., Lyashkov V.B. *Deformatsiya metalla pri prokatke* [Metal deformation during rolling]. Sverdlovsk, Metallurgizdat Publ., 1956. 286 p.
17. Chekmarev A.P. *Teoriya prokatki krupnykh slitkov* [Theory of rolling large ingots]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1968. 252 p.
18. Smirnov-Alyayev G.A., Chikidovskii V.P. *Eksperimental'nye issledovaniya v obrabotke metallov davleniem* [Experimental studies in metal forming]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1972. 360 p.
19. Tselikov A.I., Tomlenov A.D., Zyuzin V.I. *Teoriya prokatki* [Theory of rolling]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1982. 335 p.
20. Parsa M.H., Pazooki A.M.A., Ahmadabadi M.N. Flow-forming and flow formability simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2009, vol. 42, iss. 5–6, pp. 463–473. DOI: 10.1007/s00170-008-1624-0.



21. Singh A.K., Narasimhan K., Singh R. Finite element modeling of backward flow forming of Ti6Al4V alloy. *Materials Today: Proceedings*, 2018, vol. 5, iss. 11, pp. 24963–24970. DOI: 10.1007/s00170-008-1624-0.
22. Bhatt R.J., Raval H.K. Experimental study on flow forming process and its numerical validation. *Materials Today: Proceedings*, 2018, vol. 5, iss. 2, pp. 7230–7239. DOI: 10.1016/j.matpr.2018.10.297.
23. Bhatt R.J., Raval H.K. Influence of operating variables during flow forming process. *Procedia CIRP*, 2016, vol. 55, pp. 146–151. DOI: 10.1016/j.procir.2016.08.025.
24. Bogatov A.A. *Mekhanicheskie svoistva i modeli razrusheniya metallov* [Mechanical properties and models of metals destruction]. Ekaterinburg, UGTU-UPI Publ., 2002. 329 p. ISBN 5-321-00276-2.
25. Udalov A.V., Parshin S.V., Udalov A.A. Opredelenie soprotivleniya deformatsii metallov i splavov metodom vnedreniya indentora [Determination of deformation resistance of metals and alloys by indentation method]. *Deformatsiya i razrushenie materialov = Deformation and Fracture of Materials*, 2019, no. 4, pp. 40–44. DOI: 10.31044/1814-4632-2019-4-40-44.

Conflicts of Interest

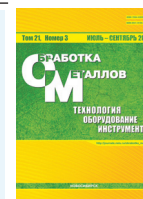
The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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



Особенности формирования сварного соединения сплава ВТ1-0 сваркой трением с перемешиванием с использованием температуростойких инструментов

Алихан Амиров^{а, *}, Вероника Утяганова^б, Владимир Белобородов^с, Александр Елисеев^д

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

^а  <https://orcid.org/0000-0002-5143-8235>,  amirov@ispms.tsc.ru, ^б  <https://orcid.org/0000-0002-2303-8015>,  veronika_ru@ispms.tsc.ru,
^с  <https://orcid.org/0000-0003-4609-1617>,  vabel@ispms.tsc.ru, ^д  <https://orcid.org/0000-0001-5273-9729>,  alan@ispms.tsc.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.791.14

История статьи:

Поступила: 17 мая 2019

Рецензирование: 17 июня 2019

Принята к печати: 05 июля 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Сварка трением с перемешиванием
 Титановый сплав ВТ1-0
 Микроструктура
 Сварочный инструмент
 Износ инструмента
 Фрактография

Финансирование

Работы выполнены в рамках Программы фундаментальных научных исследований государственных академий наук на 2013–2020 годы, направление III.23.

АННОТАЦИЯ

Введение. Технологический процесс изготовления изделий из титана зачастую осложняется низким качеством сварных соединений при операциях электродуговой или газопламенной сварки из-за больших остаточных напряжений и деформаций. Примером успешного разрешения указанной проблемы является разработка и внедрение таких высокотехнологичных процессов стыкового соединения металлов, как сварка трением с перемешиванием, которая не относится к методам соединения плавлением. Сварка трением с перемешиванием как передовая технология применяется для получения соединений «мягких» металлических материалов, например алюминий. Для «твердых» металлических материалов работа по сварке трением с перемешиванием была ограничена из-за высоких требований к сварочному инструменту. **Целью работы** является исследование возможности применения инструментов, изготовленных из диборида циркония с добавками карбида кремния и карбида вольфрама в кобальтовой связке при сварке трением с перемешиванием титанового сплава ВТ1-0, а также изучение формирования сварного шва, полученного в защитной атмосфере аргона с целью предотвращения окисления в приповерхностных слоях и изменения термического воздействия на материал. **Результаты и обсуждение.** На основании данных оптической и сканирующей электронной микроскопии показано, что структура сварного шва является типичной для такого вида сварки (градиентной), состоящей из зоны термомеханического воздействия и зоны перемешивания с фрагментированной структурой. При варьировании параметров сварки было показано, что на дефектность сварного шва в большей степени влияет скорость сварки, что обусловлено существенным различием в термическом воздействии на материал. Использование при сварке трением с перемешиванием титанового сплава защитной атмосферы аргона изменяет структуру металла в зоне трения и устраняет крупные несплошности, образующиеся без защитной атмосферы аргона при низкой скорости сварки, кроме того, при его использовании отсутствует окисление титана, которое происходит в процессе сварки. Экспериментальные данные показывают, что использование инструмента из диборида циркония с добавками карбида кремния в качестве материала для инструмента сварки трением с перемешиванием может приводить к избыточному появлению инородных включений в зоне перемешивания, связанных с хрупким разрушением инструмента, что не наблюдается при использовании инструмента, изготовленного из карбида вольфрама.

Для цитирования: Особенности формирования сварного соединения сплава ВТ1-0 сваркой трением с перемешиванием с использованием температуростойких инструментов / А.И. Амиров, В.Р. Утяганова, В.А. Белобородов, А.А. Елисеев // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 72–82. – DOI:10.17212/1994-6309-2019-21.3-72-82.

Введение

Сварка трением с перемешиванием (СТП) – это хорошо зарекомендованная, высокоэффективная сварочная технология, дающая возможность производить высококачественные швы с

превосходными эксплуатационными свойствами, благодаря чему она имеет высокий индустриальный потенциал. Однако из-за высоких требований к сварочному инструменту сварка трением с перемешиванием является относительно сложной, и до недавнего времени работа в этой области была недостаточной [1, 2]. Тем не менее продвижение технологий производства инструмента в последние несколько лет привело к росту интереса к сварке трением с перемешиванием титана. С учетом суровых рабочих усло-

*Адрес для переписки

Амиров Алихан Ильнурович, аспирант
 Институт физики прочности и материаловедения СО РАН,
 пр. Академический, 2/4,
 634055, г. Томск, Россия
 Тел.: +7 (382) 249–11–60, e-mail: amirov@ispms.ru

вий сварочные инструменты для сварки трением с перемешиванием обычно изготавливаются из тугоплавких материалов, включая сплавы на основе вольфрама [3–11], кобальта [12–15], молибдена [16–18] и никеля [19]. Из-за сильного износа инструмент из поликристаллического нитрида бора не рекомендуется к использованию [20] вопреки его хорошей производительности при СТП стали.

Инструменты на вольфрамовой основе являются наиболее распространенными для сварки трением с перемешиванием титана и его сплавов. На данный момент четыре типа вольфрамовых сплавов используются для данного метода получения соединений – это вольфраморениевые сплавы, денсимет, вольфрамолантановые сплавы и карбиды вольфрама [3]. Вольфраморениевые инструменты характеризуются высокой температурой рабочего процесса, но их изготовление является сложным и дорогим [3]. Типовым химическим составом таких инструментов является W-25 мас. % Re, однако W-5 мас. % Re или даже W-3 мас. % Re также используются в некоторых случаях [4–6]. Денсимет – это композитный материал с высоким содержанием вольфрама (более 90 %) и никель-железной связывающей фазой. Рабочая температура инструмента из денсимета относительно низкая, его преимущества – легкая обрабатываемость и низкая стоимость [3]. Вольфрамолантановые инструменты представляют собой оптимальный баланс между жаропрочностью, обрабатываемостью и ценой [7]. Стандартный химический состав таких инструментов W-1 мас. % La_2O_3 [8–10]. Однако наиболее экономически эффективными с относительно хорошей обрабатываемостью и химической стабильностью являются инструменты из карбида вольфрама [11]. Поэтому в настоящей статье инструмент данного типа берется за основу. Диборид циркония с добавлением кар-

бида кремния является довольно твердым материалом, он также используется для образования защитного слоя на поверхности материала [21]. В процессе сварки трением с перемешиванием титан и его сплавы подвергаются значительному нагреву (более 1200 °C) и окислению, поэтому актуальной задачей для сваривания таких материалов является подбор термически стойкого и оптимального с точки зрения изготовления и конечной стоимости сварочного инструмента и технологических способов, позволяющих обеспечить формирование сварного соединения сплавов с высокой температурой перехода в пластичное состояние.

Методика исследований

Сварку проводили из листового проката титанового сплава ВТ 1-0 толщиной 2,5 мм, исходный марочный состав которого соответствовал ГОСТ 19807–91 и указан в табл. 1.

Сварку осуществляли с помощью инструментов, изготовленных из карбида вольфрама и диборида циркония с добавками карбида кремния, которые указаны на рис. 1, а и б соответственно.

Для проведения сварки в защитной атмосфере аргона установка дополнительно комплектовалась баллоном аргона, который подавался через сопло в зону сварки. В качестве подложки использовалась пластина из алюминиевого сплава АМг5 для более эффективного отвода тепла (рис. 2).

Сварку выполняли по режимам, которые выбирались с целью получения сварного соединения с минимальным количеством макродефектов в виде несплошностей и геометрических отклонений шва от нормального. Усилия инструмента при внедрении ($F_{\text{вн}}$) и в процессе сварки ($F_{\text{св}}$) варьировали в пределах от 600 до 800 кг, скорость сварки (V) изменяли от 100 до 180 мм/мин,

Таблица 1

Table 1

Марочный состав титанового сплава ВТ 1–0, % масс.
The element composition of Grade2 titanium alloy, % mass

Fe	C	Si	N	Ti	O	H	Примеси Impurity
До 0,25	До 0,07	До 0,1	До 0,04	99,24...99,7	До 0,2	До 0,01	Прочих 0,3



a



б

Рис. 1. Инструмент СТП:

a – выполненный из карбида вольфрама; *б* – выполненный из диборида циркония с добавками карбида кремния

Fig. 1. FSW tool:

a – tungsten carbide; *б* – zirconium diboride with additives of silicon carbide

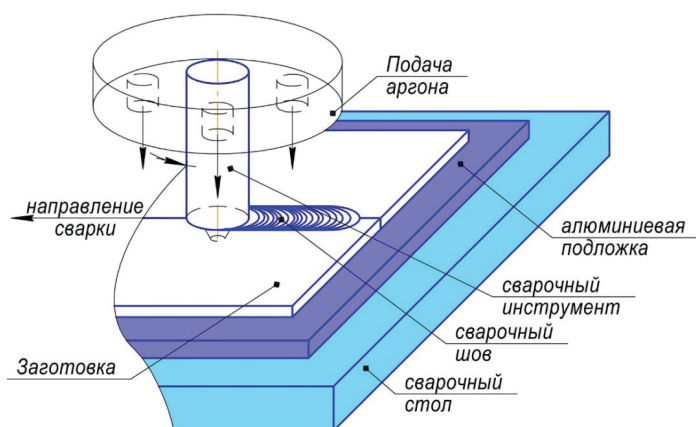


Рис. 2. Схема установки сварки трением с перемешиванием титана

Fig. 2. Scheme of friction stir welding

скорость вращения инструмента (ω) в процессе сварки составляла 800...950 об/мин, длина шва (L) была в пределах от 30 до 42 мм. При сварке в защитной атмосфере аргона усилие инструмента при его внедрении и в процессе сварки было 600 кг, скорость сварки изменяли в пределах от 160 до 200 мм/мин, скорость подачи аргона составляла 4...5 л/мин, скорость вращения инструмента в процессе сварки – 950 об/мин, длина шва (L) была в пределах от 20 до 40 мм. Так как инструмент диборида циркония с добавками карбида кремния быстро изнашивался, для сварки в защитной атмосфере аргона был изготовлен новый инструмент из данного материала с большей добавкой карбида кремния. Параметры

сварки трением с перемешиванием указаны в табл. 2 и 3.

Благодаря варьированию усилия и времени внедрения в процессе эксперимента предварительный разогрев был различным. Из полученных сварочных швов наилучшим качеством обладали образцы № 4 и 5, сваренные инструментом из карбида вольфрама, а инструментом из диборида циркония с добавками карбида кремния – образец № 3, выполненный в защитной атмосфере аргона. На остальных швах наблюдалось большее количество видимых дефектов (в виде грат, окисления и открытого непровара). Кроме того, данные образцы показали наилучшие результаты испытаний на статистическое растяжение. Поэтому далее приводятся примеры данных образцов.

Образцы для металлографических и рентгеноструктурных исследований вырезались из полученных швов в плоскости, расположенной перпендикулярно сварочному шву. Образцы шлифовались на абразивных бумагах и полировались алмазной пастой. Затем образцы травились для выявления микроструктуры двухпроцентным раствором плавиковой кислоты в течение двух минут и промывались в 40 %-м растворе азотной кислоты.

Качественный и количественный анализ микроструктуры изучали на металлографическом микроскопе Альтами МЕТ-1С, конфокальном

Таблица 2

Table 2

Параметры сварки трением с перемешиванием
Friction stir welding parameters

№ п/п	$F_{\text{вн}}$ (кг) $F_{\text{пн}}$ (kg)	$F_{\text{сб}}$ (кг) F_{w} (kg)	ω (об/мин) ω (rev/min)	V (мм/мин) V (mm/min)	L (мм) L (mm)	Инструмент Tool
1	800	800	800	100	42	WC
2	800	800	800	120	42	WC
3	800	800	800	150	42	WC
4	800	800	950	180	40	WC
5	700	700	950	180	41	WC
6	600	600	950	180	40	ZrB ₂ -15%SiC
7	650	650	950	160	40	ZrB ₂ -15%SiC
8	700	700	950	140	40	ZrB ₂ -15%SiC
9	700	700	900	150	30	ZrB ₂ -15%SiC
10	600	600	950	160	34	ZrB ₂ -15%SiC

Таблица 3

Table 3

Параметры СТП в защитной атмосфере аргона
FSW parameters in protection argon atmosphere

№ п/п	$F_{\text{вн}}$ (кг) $F_{\text{пн}}$ (kg)	$F_{\text{сб}}$ (кг) F_{w} (kg)	ω (об/мин) ω (rev/min)	V (мм/мин) V (mm/min)	L (мм) L (mm)	Инструмент Tool
1	700	700	950	160	1	ZrB ₂ -20%SiC
2	600	600	950	160	20	ZrB ₂ -20%SiC
3	600	600	950	200	40	ZrB ₂ -20%SiC

микроскопе Olympus LEXT OLS4000, а также на растровом электронном микроскопе Microtrac SEM с энергодисперсионным рентгеновским микроанализатором «IXRF systems». Структурный анализ металла образцов был выполнен на рентгеновском дифрактометре ДРОН-7 с использованием CoK α -излучения.

Испытания сварных соединений на статическое растяжение проводили на испытательной машине УТС 110М-100 при комнатной температуре. Для механических испытаний изготавливали плоские образцы, вырезанные поперек сварного соединения с расположением сварного шва посередине рабочей части образцов.

Результаты и их обсуждение

Металлографический анализ структуры сварного шва исследованных образцов в поперечном сечении показал, что при всех режимах сварки общий вид шва и характерный вид сварных зон у всех образцов был одинаков, что показано на рис. 3 на примере образца № 3, выполненного в защитной атмосфере аргона инструментом из диборида циркония с добавками карбида кремния. В структуре сварного шва выделяются три типичные зоны: зона основного металла 1, зона термомеханического влияния (ЗТМВ) 2 и зона перемешивания (ЗП) 3, состо-

ящая из фрагментированных и рекристаллизованных зерен титанового сплава. Стоит отметить, что зона термомеханического влияния при сварке трением с перемешиванием титанового сплава относительно узкая по сравнению с соединениями других материалов. Толщина ЗТМВ в среднем около 0,25 мм. В целом геометрия структурных зон симметрична относительно оси сварного шва. Зону термического влияния, которая обычно присутствует в СТП-соединениях, не удалось выявить методами металлографии. В целом форма и размеры структурных зон СТП-соединений, полученных разными инструментами, аналогичны, толщина ЗТМВ отличается незначительно.

Подобная структура сварного шва наблюдается в образце № 4, полученном с помощью инструмента из карбида вольфрама, который показан на рис. 4.

Измерение микротвердости также не выявило зону термического воздействия. Распределение микротвердости по сечению сварного соединения (рис. 5) показало ее увеличение в зоне перемешивания сварного шва в образцах,

сваренных инструментом из диборида циркония с добавками карбида кремния, относительно показателей микротвердости основного металла, что обусловлено попаданием частиц инструмента в сварочный шов. При сварке инструментом из карбида вольфрама попадание частиц инструмента в сварочный шов не происходило, поэтому для образцов, выполненных этим инструментом, распределение микротвердости является стабильным и происходит без резких перепадов. Максимальное значение микротвердости у образца сварного соединения № 3, полученного в защитной атмосфере аргона, наблюдалось в зоне термомеханического воздействия на наступающей стороне шва и составляло более 4,2 ГПа. Данное значение выделяется из ряда значений, так как индентор попал на частицу диборида циркония. Для образца № 4, сваренного инструментом из карбида вольфрама, максимальное значение микротвердости составило 2,07 ГПа и наблюдалось в зоне перемешивания шва СТП.

У образца № 3, сваренного в защитной атмосфере аргона, по мере продвижения от центра шва к основному металлу микротвердость уменьша-

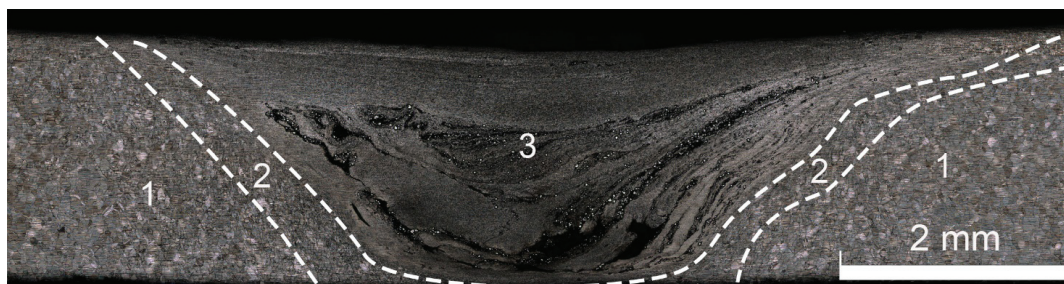


Рис. 3. Структура СТП-соединения титановой пластины ВТ 1-0 толщиной 2,5 мм образца № 3 (Arg)

Fig. 3. The structure of the friction stir welded joint of Grade2 titanium plate 2.5 mm thick, specimen No. 3 (Arg)

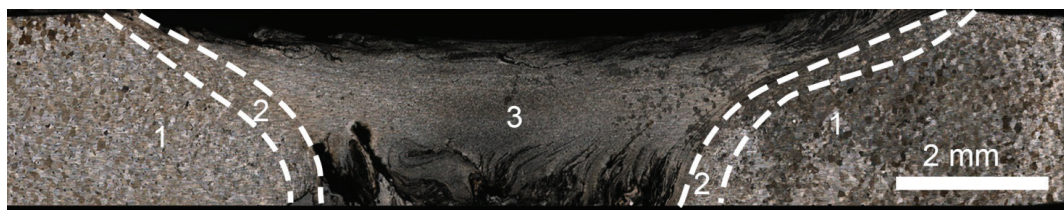


Рис. 4. Структура СТП-соединения титановой пластины ВТ 1-0 толщиной 2,5 мм образца № 4

Fig. 4. The structure of the friction stir welded joint of Grade2 titanium plate 2.5 mm thick, specimen No. 4

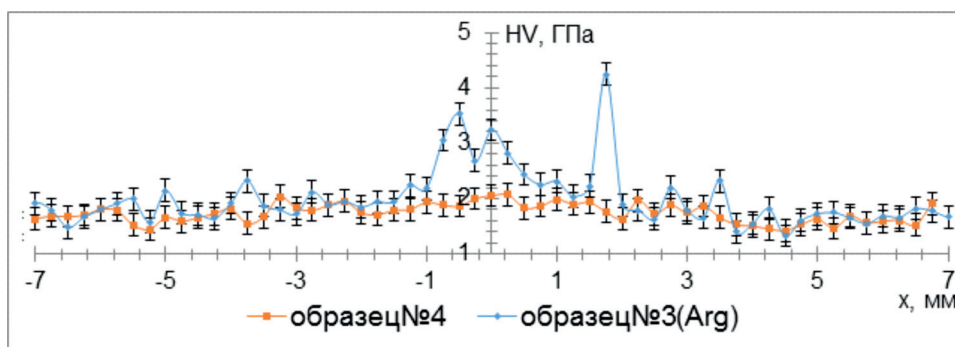


Рис. 5. Микротвердость сварных швов № 3(Arg) и № 4, полученных сваркой трением с перемешиванием листа толщиной 2,5 мм

Fig. 5. Microhardness of a welded joints No. 3(Arg) and No. 4 of plate 2.5 mm in thick obtained by friction stir welding

лась и постепенно достигала микротвердости исходного титанового сплава. В данном случае защитная атмосфера аргона выполняет функцию не только среды, препятствующей окислению титанового сплава, но и является агентом активного конвективного теплоотвода, что уменьшает тепловое воздействие на материал шва после отхода инструмента и препятствует росту зерна.

При испытаниях на статическое растяжение максимальный предел прочности для швов, сваренных инструментом из карбида вольфрама, был у образца № 5 и составил 323 МПа (рис. 6). У швов, сваренных инструментом из диборида циркония с добавками карбида кремния, максимальный предел прочности был у образца № 3, сваренного в защитной атмосфере аргона, он составил 271 МПа (рис. 6).

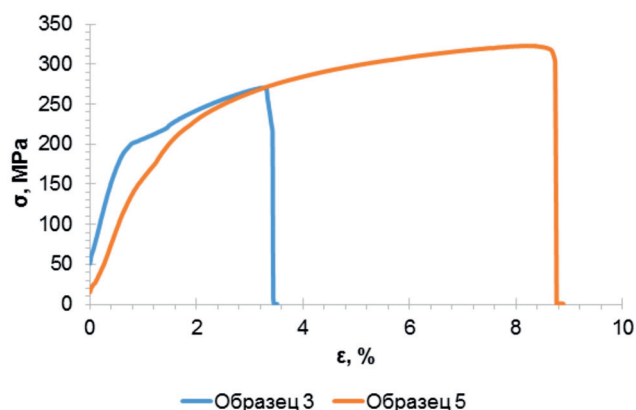


Рис. 6. Результат испытаний на статическое растяжение образцов № 5 и 3, сваренных в защитной атмосфере аргона

Fig. 6. The result of static strength test of specimens No. 5 and 3 welded in a protective atmosphere of argon

Фрактография образцов, сваренных инструментом из карбида вольфрама, показала, что при испытаниях на статическое растяжение происходило вязкое разрушение (рис. 7).

Однако на образцах, сваренных инструментом из диборида циркония, фрактография показала наличие частиц циркония и кремния различной дисперсности, которые являются частицами адгезионного износа инструмента, налипшими в процессе сварки трением с перемешиванием (рис. 8). Частицы износа по своему размеру не превышают 50 мкм, по форме приближаются к равноосной.

Кроме того, стоит отметить, что инструмент из диборида циркония с добавками карбида кремния очень быстро пришел в негодность (рис. 9), пройдя всего ≈ 61 мм. Износ происходил постепенно, без откалывания крупных кусков инструмента.

На рис. 10 представлены данные рентгенофазового анализа образца соединения № 5. На графике присутствуют пики алюминия, так как алюминиевая пластина использовалась в качестве подложки под свариваемые пластины титана при сварке трением с перемешиванием, и алюминиевая подложка приварилась к титану. Фазовых превращений исходной α -фазы титана не наблюдалось, как ожидалось в соответствии с работой [22]. Кроме того, рентгенофазовый анализ показывает, что присутствует небольшое количество интерметаллида на основе алюминия и титана Al_3Ti . Данный интерметаллид считается разупрочняющим. Несмотря на твердофазный характер СТП, образование интерметаллидов в титановых сплавах весьма вероятно ввиду их высокой химической активности.

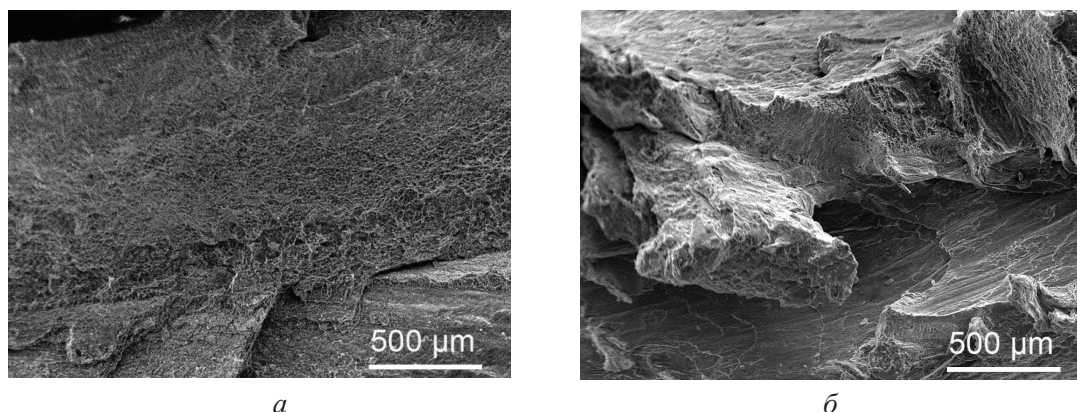


Рис. 7. Фрактография образцов № 4 (а) и № 5 (б), сваренных инструментом из карбида вольфрама

Fig. 7. Fractography of specimens No. 4 (a) and No. 5 (b), welded with tungsten-carbide tool

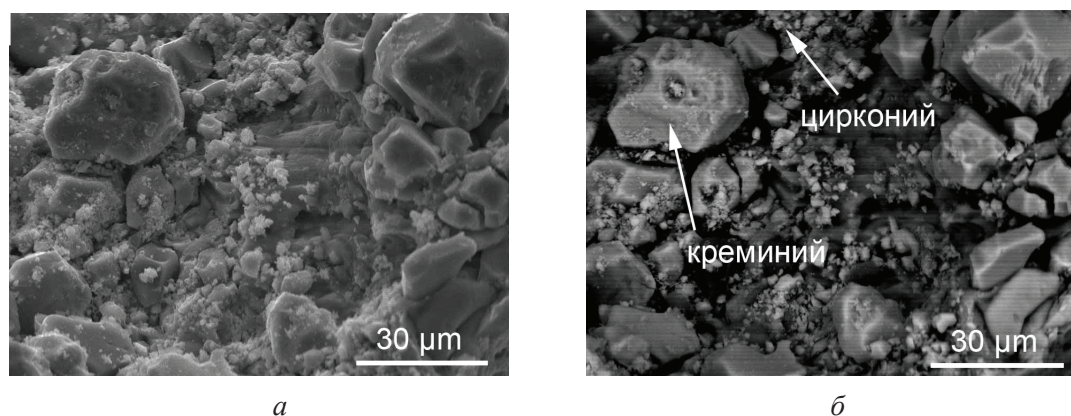


Рис. 8. Фрактография образца № 3 (Arg), сваренного в защитной атмосфере аргона инструментом из диборида циркония:

а – в режиме вторичных электронов; б – в режиме обратно рассеянных электронов

Fig. 8. Fractography of specimen No. 3(Arg), welded in a protective atmosphere of argon, with a zirconium diboride tool:

а – in secondary electron mode; б – backscattered electron mode

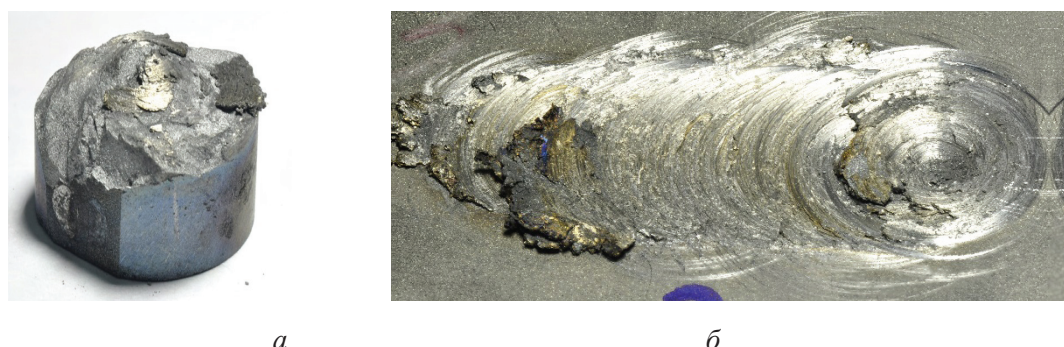


Рис. 9. Инструмент СТП:

а – Инструмент СТП из диборида циркония с добавками карбида кремния после сварки;
б – шов СТП, полученный данным инструментом

Fig. 9. FSW tool:

а – FSW tool made of zirconium diboride with additives of nitrogen carbide after the welding;
б – FSW joint obtained by this tool

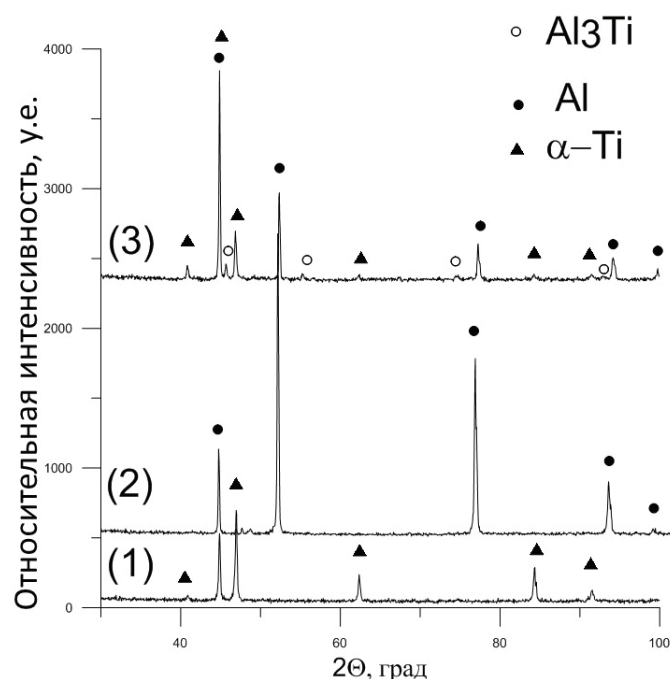


Рис. 10. Рентгенофазовый анализ образца № 5

Fig. 10. X-ray diffraction analysis of the specimen No. 5

Закключение

Изучение влияния возможных комбинаций технологических параметров режима сварки трением с перемешиванием титанового сплава BT1-0 на формирование структуры сварного шва и его прочность показало, что структура сварного шва является градиентной, состоящей из зоны термомеханического воздействия и зоны перемешивания с мелкозернистой структурой. При варьировании усилия инструмента, скорости вращения инструмента и скорости сварки было установлено, что на дефектность сварного шва в большей степени влияет скорость сварки. Применение защитной атмосферы аргона при сварке трением с перемешиванием изменяет структуру металла в зоне перегрева за счет охлаждения и устраняет крупные поры, образующиеся без защитной атмосферы аргона при низкой скорости сварки. Кроме того, данные показывают, что использование инструмента из диборида циркония с добавками карбида кремния в процессе сварки трением с перемешиванием невозможно из-за его быстрого адгезионного разрушения. Установлено, что инструмент из карбида вольфрама пригоден для сварки титана.

Полученные результаты показали перспективность проведения дальнейших исследований

в этом направлении поиска технологических режимов воздействия защитной атмосферы аргона при сварке трением с перемешиванием титана, позволяющих препятствовать возникновению дефектов строения сварного шва.

Список литературы

1. Friction stir welding and processing / R.S. Mishra, Z.Y. Ma // *Materials Science and Engineering R: Reports*. – 2005. – Vol. 50, iss. 1–2. – P. 1–78. – DOI: 10.1016/j.mser.2005.07.001.
2. Nandan R., Debroy T., Bhadeshia H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and // *Progress in Materials Science*. – 2008. – Vol. 53, iss. 6. – P. 980–1023. – DOI: 10.1016/j.pmatsci.2008.05.001.
3. Tool wear evaluations in friction stir processing of commercial titanium Ti–6Al–4V / A. Farias, G.F. Batalha, E.F. Prados, R. Magnabosco, S. Delijaicov // *Wear*. – 2013. – Vol. 302, iss. 1–2. – P. 1327–1333. – DOI: 10.1016/j.wear.2012.10.025.
4. Liu H.J., Zhou L., Liu Q.W. Microstructural evolution mechanism of hydrogenated Ti–6Al–4V in the friction stir welding and post-weld dehydrogenation process // *Scripta Materialia*. – 2009. – Vol. 61, iss. 11. – P. 1008–1011. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2009.08.012.
5. Zhou L., Liu H.J. Effect of 0.5 wt.% hydrogen addition on microstructural evolution of Ti–6Al–4V alloy in the friction stir welding and post-weld dehydrogenation process // *Materials Characterization*. – 2011. – Vol. 62, iss. 11. – P. 1036–1041. – DOI: 10.1016/j.matchar.2011.07.016.
6. Achieving superior low-temperature superplasticity for lamellar microstructure in nugget of a friction stir welded Ti–6Al–4V joint / L.H. Wu, P. Xue, B.L. Xiao, Z.Y. Ma // *Scripta Materialia*. – 2016. – Vol. 122. – P. 26–30. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2016.05.020.
7. Surface modification of Ti–6Al–4V alloy via friction-stir processing: microstructure evolution and dry sliding wear performance / B. Li, Y. Shen, W. Hu, L. Luo // *Surface and Coatings Technology*. – 2014. – Vol. 239. – P. 160–170. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2013.11.035.
8. Microstructure evolution during friction stir welding of mill-annealed Ti–6Al–4V / A.L. Pilchak, W. Tang, H. Sahiner, A.P. Reynolds, J.C. Williams // *Metallurgical and Materials Transactions A*. – 2010. – Vol. 42, iss. 3. – P. 745–762. – DOI: 10.1007/s11661-010-0439-4.
9. A preliminary study of deformation behavior of friction stir welded Ti–6Al–4V / J. Wang, J. Su, R.S. Mishra, R. Xu, J.A. Baumann // *Journal of Materials Engineering and Performance*. – 2014. – Vol. 23, iss. 8. – P. 3027–3033. – DOI: 10.1007/s11665-014-1075-8.

10. Lippold J.C., Livingston J.J. Microstructure evolution during friction stir processing and hot torsion simulation of Ti-6Al-4V // *Metallurgical and Materials Transactions A*. – 2013. – Vol. 44, iss. 8. – P. 3815–3825. – DOI: 10.1007/s11661-013-1764-1.
11. Tool wear characteristics and effect on microstructure in Ti-6Al-4V friction stir welded joints / A. Fall, M. Fesharaki, A. Khodabandeh, M. Jahazi // *Metals*. – 2007. – Vol. 6, iss. 11. – P. 275. – DOI: 10.3390/met6110275.
12. Edwards P.D., Ramulu M. Comparative study of fatigue and fracture in friction stir and electron beam welds of 24mm thick titanium alloy Ti-6Al-4V // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2016. – Vol. 39, iss. 10. – P. 1226–1240. – DOI: 10.1111/ffe.12434.
13. Role of microstructure on the fatigue crack propagation behavior of a friction stir welded Ti-6Al-4V / Muzvidziwa, M., Okazaki, M., Suzuki, K., & Hirano, S. // *Materials Science & Engineering A*. – 2016. – Vol. 652. – P. 59–68. – DOI: 10.1016/j.msea.2015.11.065.
14. Yoon S., Ueji R., Fujii H. Effect of initial microstructure on Ti-6Al-4V joint by friction stir welding // *Materials and Design*. – 2015. – Vol. 88. – P. 1269–1276. – DOI: 10.1016/j.matdes.2015.09.128.
15. Wear of cobalt-based alloy tool during friction stir welding of Ti-6Al-4V Alloy / Y.S. Sato, S. Susukida, H. Kokawa, T. Omori, K. Ishida, S. Imano, S.H.C. Park, I. Sugimoto, S. Hirano // *Proceedings of 11th International Symposium on Friction Stir Welding*. – Cambridge, UK, 2016.
16. Crystallography of transformed b microstructure in friction stir welded Ti-6Al-4V alloy / S. Mironov, Y. Zhang, Y.S. Sato, H. Kokawa // *Scripta Materialia*. – 2008. – Vol. 59, iss. 5. – P. 511–514. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2008.04.038.
17. Development of grain structure in b-phase field during friction stir welding of Ti-6Al-4V alloy / S. Mironov, Y. Zhang, Y.S. Sato, H. Kokawa // *Scripta Materialia*. – 2008. – Vol. 59, iss. 1. – P. 27–30. – DOI: 10.1016/j.scriptamat.2008.04.014.
18. Microstructural characteristics and mechanical properties of Ti-6Al-4V friction stir welds / Y. Zhang, Y.S. Sato, H. Kokawa, S.H.C. Park, S. Hirano // *Materials Science & Engineering A*. – 2008. – Vol. 485. – P. 448–455. – DOI: 10.1016/j.msea.2007.08.051.
19. Performance of iridium containing nickel base superalloy tool for friction stir welding of Ti-6Al-4V alloy / T. Nakazawa, K. Tanaka, K. Sakairi, Y.S. Sato, H. Kokawa, T. Omori, K. Ishida, S. Hirano // *Proceedings of 11th International Symposium on Friction Stir Welding*. – Cambridge, UK, 2016.
20. Tool wear and its effect on microstructure and properties of friction stir processed Ti-6Al-4V / L.H. Wu, D. Wang, B.L. Xiao, Z.Y. Ma // *Materials Chemistry and Physics*. – 2014. – Vol. 146, iss. 3. – P. 512–522. – DOI: 10.1016/j.matchemphys.2014.04.002.
21. Fahrenholtz W.G. Thermodynamic analysis of ZrB₂-SiC oxidation: formation of a SiC-depleted region // *Journal of the American Ceramic Society*. – 2007. – Vol. 90. – P. 143–148. – DOI: 10.1111/j.1551-2916.2006.01329.x.
22. Multiscale mechanism of fatigue fracture of Ti-6Al-4V titanium alloy within the mesomechanical space-time-energy approach / V.E. Panin, N.S. Surikova, A.M. Lider, Y.S. Bordulev, B.B. Ovechkin, R.R. Khayrullin, I.V. Vlasov // *Physical Mesomechanics*. – 2018. – Vol. 21, iss. 5. – P. 452–463. – DOI: 10.1134/s1029959918050090.

Конфликт интересов

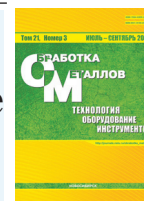
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Formation Features of a Welding Joint of Alloy Grade2 by the Friction Stir Welding using Temperature Resistant Tools

Alihan Amirov^{a,*}, Veronika Utyaganova^b, Vladimir Beloborodov^c, Aleksandr Eliseev^d

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

^a  <https://orcid.org/0000-0002-5143-8235>,  amirov@ispms.tsc.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-2303-8015>,  veronika_ru@ispms.tsc.ru,
^c  <https://orcid.org/0000-0003-4609-1617>,  vabel@ispms.tsc.ru, ^d  <https://orcid.org/0000-0001-5273-9729>,  alan@ispms.tsc.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 17 May 2019

Revised: 17 June 2019

Accepted: 05 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Friction stir welding
 Titanium alloy Grade2
 Microstructure
 Welding tool
 Tool wear
 Fractography

Funding

This work was performed within the frame of the Fundamental Research Program of the State Academies of Sciences for 2013-2020, line of research III.23.

ABSTRACT

Introduction. The technological process of manufacturing products made of titanium is often complicated by the low quality of welded joints during electric arc or gas-flame welding operations due to high residual stresses and strains. An example of a successful resolution of this problem is the development and implementation of such high-tech processes of butt welding of metals, such as friction stir welding, which is not related to fusion bonding methods. Friction stir welding as an advanced technology is used to produce compounds made of “soft” metallic materials, such as aluminum. For “hard” metallic materials, friction stir welding work was limited due to the high demands on the welding tool. **Goal of research.** The purpose of the work is to compare tools made of various materials used for friction welding with mixing of titanium, as well as to study the welds obtained by friction stir welding in a protective atmosphere of argon. **Results and discussion.** Optical and scanning electron microscopy results revealed gradient structure, of the weld that is consisted of a thermomechanical impact zone, and a stir zone with a fine-grained structure. When varying the welding parameters, it was shown that the welds defect structure is more influenced by the welding speed, which is caused by a significant difference in the thermal effect on the material. The use of a protective atmosphere of argon during friction stir welding with mixing of a titanium alloy changes the metal structure in the frictional heating zone and eliminates large discontinuities formed without the protective atmosphere of argon at a low welding speed, and there is no oxidation of titanium that occurs during welding. Experimental data show that the use of zirconium diboride tool with silicon carbide additives as a material for friction stir welding tool can lead to excessive occurrence of foreign inclusions in the mixing zone associated with brittle fracture of the tool, which is not observed when using a tungsten carbide tool.

For citation: Amirov A.I., Utyaganova V.R., Beloborodov V.A., Eliseev A.A. Formation features of a welding joint of alloy Grade2 by the friction stir welding using temperature resistant tools. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 72–82. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-72-82. (In Russian).

References

1. Mishra R.S., Ma Z.Y. Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering R: Reports*, 2005, vol. 50, iss. 1–2, pp. 1–78. DOI: 10.1016/j.mser.2005.07.001.
2. Nandan R., Debroy T., Bhadeshia H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment structure and properties. *Progress in Materials Science*, 2008, vol. 53, iss. 6, pp. 980–1023. DOI: 10.1016/j.pmatsci.2008.05.001.
3. Farias A., Batalha G.F., Prados E.F., Magnabosco R., Delijaicov S. Tool wear evaluations in friction stir processing of commercial titanium Ti–6Al–4V. *Wear*, 2013, vol. 302, iss. 1–2, pp. 1327–1333. DOI: 10.1016/j.wear.2012.10.025.
4. Liu H.J., Zhou L., Liu Q.W. Microstructural evolution mechanism of hydrogenated Ti–6Al–4V in the friction stir welding and post-weld dehydrogenation process. *Scripta Materialia*, 2009, vol. 61, iss. 11, pp. 1008–1011. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2009.08.012.

* Corresponding author

Amirov Alihan I., Post-graduate Student
 Institute of Strength Physics and Materials Science
 of the Siberian Branch of the RAS
 2/4, pr. Akademicheskii,
 634055, Tomsk, Russian Federation
 Tel.: +7 (382) 249–11–60, e-mail: amirov@ispms.ru

5. Zhou L., Liu H.J. Effect of 0.5 wt.% hydrogen addition on microstructural evolution of Ti–6Al–4V alloy in the friction stir welding and post-weld dehydrogenation process. *Materials Characterization*, 2011, vol. 62, iss. 11, pp. 1036–1041. DOI: 10.1116/j.matchar.2011.07.016.
6. Wu L.H., Xue P., Xiao B.L., Ma Z.Y. Achieving superior low-temperature superplasticity for lamellar microstructure in nugget of a friction stir welded Ti–6Al–4V joint. *Scripta Materialia*, 2016, vol. 122, pp. 26–30. DOI: 10.1116/j.scriptamat.2016.05.020.
7. Li B., Shen Y., Hu W., Luo L. Surface modification of Ti–6Al–4V alloy via friction-stir processing: microstructure evolution and dry sliding wear performance. *Surface and Coatings Technology*, 2014, vol. 239, pp. 160–170. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2013.11.035.
8. Pilchak A.L., Tang W., Sahiner H., Reynolds A.P., Williams J.C. Microstructure evolution during friction stir welding of mill-annealed Ti–6Al–4V. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2010, vol. 42, iss. 3, pp. 745–762. DOI: 10.1007/s11661-010-0439-4.
9. Wang J., Su J., Mishra R.S., Xu R., Baumann J.A. A preliminary study of deformation behavior of friction stir welded Ti–6Al–4V. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2014, vol. 23, iss. 8, pp. 3027–3033. DOI: 10.1007/s11665-014-1075-8.
10. Lippold J.C., Livingston J.J. Microstructure evolution during friction stir processing and hot torsion simulation of Ti–6Al–4V. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2013, vol. 44, iss. 8, pp. 3815–3825. DOI: 10.1007/s11661-013-1764-1.
11. Fall A., Fesharaki M., Khodabandeh A., Jahazi M. Tool wear characteristics and effect on microstructure in Ti–6Al–4V friction stir welded joints. *Metals*, 2007, vol. 6, iss. 11, p. 275. – DOI: 10.3390/met6110275.
12. Edwards P.D., Ramulu M. Comparative study of fatigue and fracture in friction stir and electron beam welds of 24mm thick titanium alloy Ti–6Al–4V. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2016, vol. 39, iss. 10, pp. 1226–1240. DOI: 10.1111/ffe.12434.
13. Muzvidziwa M., Okazaki M., Suzuki K., Hirano S. Role of microstructure on the fatigue crack propagation behavior of a friction stir welded Ti–6Al–4V. *Materials Science & Engineering A*, 2016, vol. 652, pp. 59–68. DOI: 10.1016/j.msea.2015.11.065.
14. Yoon S., Ueji R., Fujii H. Effect of initial microstructure on Ti–6Al–4V joint by friction stir welding. *Materials and Design*, 2015, vol. 88, pp. 1269–1276. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.09.128.
15. Sato Y.S., Susukida S., Kokawa H., Omori T., Ishida K., Imano S., Park S.H.C., Sugimoto I., Hirano S. Wear of cobalt-based alloy tool during friction stir welding of Ti–6Al–4V Alloy. *Proceedings of 11th International Symposium on Friction Stir Welding*, Cambridge, UK, 2016.
16. Mironov S., Zhang Y., Sato Y.S., Kokawa H. Crystallography of transformed β microstructure in friction stir welded Ti–6Al–4V alloy. *Scripta Materialia*, 2008, vol. 59, iss. 5, pp. 511–514. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2008.04.038.
17. Mironov S., Zhang Y., Sato Y.S., Kokawa H. Development of grain structure in β -phase field during friction stir welding of Ti–6Al–4V alloy. *Scripta Materialia*, 2008, vol. 59, iss. 1, pp. 27–30. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2008.04.014.
18. Zhang Y., Sato Y.S., Kokawa H., Park S.H.C., Hirano S. Microstructural characteristics and mechanical properties of Ti–6Al–4V friction stir welds. *Materials Science & Engineering A*, 2008, vol. 485, pp. 448–455. DOI: 10.1016/j.msea.2007.08.051.
19. Nakazawa T., Tanaka K., Sakairi K., Sato Y.S., Kokawa H., Omori T., Ishida K., Hirano S. Performance of iridium containing nickel base superalloy tool for friction stir welding of Ti–6Al–4V alloy. *Proceedings of 11th International Symposium on Friction Stir Welding*, Cambridge, UK, 2016.
20. Wu L.H., Wang D., Xiao B.L., Ma Z.Y. Tool wear and its effect on microstructure and properties of friction stir processed Ti–6Al–4V. *Materials Chemistry and Physics*, 2014, vol. 146, iss. 3, pp. 512–522. DOI: 10.1016/j.matchemphys.2014.04.002.
21. Fahrenholtz W.G. Thermodynamic analysis of ZrB_2 –SiC oxidation: formation of a SiC-depleted region. *Journal of the American Ceramic Society*, 2007, vol. 90, pp. 143–148. DOI: 10.1111/j.1551-2916.2006.01329.x.
22. Panin V.E., Surikova N.S., Lider A.M., Bordulev Y.S., Ovechkin B.B., Khayrullin R.R., Vlasov I.V. Multiscale mechanism of fatigue fracture of Ti–6Al–4V titanium alloy within the mesomechanical space-time-energy approach. *Physical Mesomechanics*, 2018, vol. 21, iss. 5, pp. 452–463. DOI: 10.1134/s1029959918050090.

Conflicts of Interest

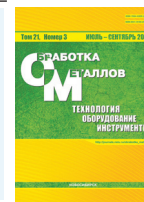
The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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



Лазерная сварка с ультразвуковым воздействием алюминиево-магниевого сплава АМг5

Андрей Воронцов ^{a, *}, Александр Елисеев ^b, Ксения Осипович ^c, Николай Савченко ^d

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

^a  <http://orcid.org/0000-0002-4334-7616>,  vav@ispms.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0001-5273-9729>,  alan@ispms.ru,

^c  <https://orcid.org/0000-0001-9534-775X>,  osipovich_k@ispms.tsc.ru, ^d  <http://orcid.org/0000-0001-8254-5853>,  savnick@ispms.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.791.725

История статьи:

Поступила: 17 июня 2019

Рецензирование: 02 июля 2019

Принята к печати: 15 июля 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Лазерная сварка

Алюминиево-магниевый сплав

Структура сварного шва

Металл шва

Финансирование

Работы выполнены при финансовой поддержке государства в лице Минобрнауки России (Соглашение № 14.607.21.0190, идентификатор проекта RFMEFI60717X0190)

АННОТАЦИЯ

Введение. Лазерная сварка является одним из наиболее продуктивных методов получения сварных соединений. Высокая скорость сварки, способность сваривания без применения присадочной проволоки делают лазерную сварку одним из ее перспективных методов. Преимуществом над традиционной дуговой сваркой выступает способность сваривания деталей за один проход без разделки кромок. Несмотря на постоянно расширяющиеся области применения лазерной сварки, к некоторым материалам проблематично применить данный вид сварки. К таким материалам относятся алюминиево-магниевые сплавы. Из-за разности теплофизических свойств алюминиевой матрицы и магния происходит выгорание основного легирующего элемента. Еще одной проблемой при лазерной сварке Al–Mg-сплавов является высокая пористость. В итоге лазерные сварные соединения сплавов системы Al–Mg не могут применяться в производстве из-за низкой прочности. **Целью работы** является изучение влияния ультразвукового воздействия на формирование структуры сварного шва сплава АМг5, полученного методом лазерной сварки. **Результаты и обсуждения.** Получены образцы обычной лазерной сварки и лазерной сварки, ассистированной ультразвуковым воздействием. Показано, что под ультразвуковым воздействием в процессе лазерной сварки изменяется форма шва, а также уменьшается количество газовых пор. Произведена количественная оценка энергетических параметров на объемную долю переплавленного металла и величину проникновения лазерного излучения под действием ультразвука. Показано также уменьшение объемной доли вторичных частиц в металле шва с увеличением мощности ультразвукового воздействия. Исследования микротвердости сварных соединений показали небольшое увеличение значений микротвердости с ультразвуковым воздействием в сравнении с обычной лазерной сваркой. В результате проведенного рентгеноструктурного анализа выяснено, что образцы лазерной сварки с ультразвуковым воздействием 500 Вт имеют наибольший параметр решетки в сравнении с обычной лазерной сваркой и лазерной сваркой с ультразвуковым воздействием мощностью 1000 Вт. Кроме того, сварные швы с мощностью ультразвукового воздействия 500 Вт имеют наибольшие искажения кристаллической решетки среди исследуемых.

Для цитирования: Лазерная сварка с ультразвуковым воздействием алюминиево-магниевого сплава АМг5 / А.В. Воронцов, А.А. Елисеев, К.С. Осипович, Н.Л. Савченко // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 83–96. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-83-96.

Введение

Алюминиевые сплавы имеют широкое практическое применение в автомобильной промышленности и авиастроении [1, 2]. Широкая применяемость алюминиевых сплавов обусловлена хорошими конструкционными, коррозионными,

трибологическими свойствами [1–7], низкой плотностью и удовлетворительными механическими свойствами. Практическое использование алюминиевых сплавов обусловлено меньшим общим весом готового изделия, а также более низкой стоимостью конструкций. Для изготовления конструкций из алюминиевых сплавов применяются традиционные методы сварки, например GMAW, GTAW [8–11], наряду с этими методами применяют также сварку трением с перемешиванием [12, 13] и лазерную сварку [14, 15].

*Адрес для переписки

Воронцов Андрей Владимирович, м.н.с.

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

Тел.: +7 (983) 239-3417, e-mail: vav@ispms.ru

Лазерная сварка из-за высокой концентрации энергии в фокусированном луче имеет ряд преимуществ в создании сварных соединений. К преимуществам можно отнести высокую скорость сварки, большую глубину проплавления, достигаемую за один проход, возможность сварки деталей без разделки кромок и без применения присадочной проволоки. Общими проблемами сварки плавлением являются горячие трещины, поры, пониженная твердость металла шва.

Из-за большой отражательной способности и высокой теплопроводности алюминия продолжают работы по исследованиям эффективного поглощения лазерного излучения для разных длин волн [16, 17], а также изучаются общие теории, связанные с лазерным излучением [18]. Для решения общих проблем, возникающих при лазерной сварке, ведутся работы по изучению влияния ультразвукового воздействия на сварочную ванну [19]. Исследуются спектры излучения плазмы в процессе сварки для предотвращения дефектов, порождаемых при лазерной сварке [20, 21], проводится количественная оценка потерь более легкоплавких легирующих элементов, таких как магний, при лазерной сварке [22]. В работах [23–25] изучалось влияние на трещинообразование и твердость сварного шва. Порообразование является актуальной темой при лазерной сварке для многих сплавов на основе алюминия и изучается довольно подробно [26–29]. Влияние ультразвукового воздействия в основном рассматривают как метод измельчения дендритной структуры в сварном шве [30–32] или в процессе литья [33–35]. В работе [30] затрагивается тема растворения частиц в магниво-алюминиевых сплавах под ультразвуковым воздействием при сварке неплавящимся электродом.

В настоящей работе рассматривается влияние ультразвукового воздействия в процессе лазерной сварки Al–Mg-сплава. Показано, что с

добавлением ультразвука плавление происходит более эффективно, чем при обычной лазерной сварке. Рассматривается растворение вторичных частиц под действием ультразвукового воздействия при лазерной сварке. Приведены статистические данные влияния ультразвукового воздействия на порообразование. Кроме того, проведен сравнительный анализ данных рентгеноструктурного анализа.

Методика исследований

Для исследования структуры при лазерной сварке (ЛС) и лазерной сварке с ультразвуковым воздействием (ЛС–УЗ) взяли листовой прокат алюминиевого сплава АМг5 (5083) толщиной 5 мм. Химический состав исследуемого сплава приведен в табл. 1.

Для получения сварных соединений использовали CO₂-лазер с длиной волны 10,6 мкм. Известно [36], что на данной длине волны отражательная способность алюминия составляет более 80 %. Большой коэффициент отражения препятствует эффективному сварочному процессу при лазерной сварке, вводимые в процесс сварки ультразвуковые колебания, как будет показано далее, увеличивают глубину проплавления и общую эффективность сварочного процесса.

Для изучения влияния ультразвукового воздействия на процесс лазерной сварки выбраны три способа изготовления образцов. Способ изготовления образца #1 заключался в методе обычной лазерной сварки. Второй и третий способы изготовления образцов #2 и #3 заключались в использовании в процессе ЛС ультразвукового воздействия 500 и 1000 Вт соответственно. При этом параметры лазерной сварки в этих способах были одинаковыми и имели следующее значение: мощность лазерного излучения составляла 4500 Вт, скорость сварки 1,5 м/мин.

Таблица 1

Table 1

Химический состав алюминиевого сплава АМг5 (массовая доля элементов, %)

Chemical composition of AA5083 (wt%)

Al	Mg	Fe	Si	Mn	Ti	Cu	Be	Zn	Other
Bal	4,8...5,8	До 0,5	До 0,5	0,3...0,8	0,02...0,1	0,1	0,0002...0,005	До 0,2	До 0,1

Схема получения образцов показана на рис. 1. Лазерное излучение 1 было направлено перпендикулярно плоскости свариваемых пластин. Мониторинг линии стыка осуществлялся программным обеспечением при помощи дополнительной цифровой камеры. Фокусировка лазерного излучения производилась на уровне лицевой поверхности пластин. Ультразвуковые колебания передавались в свариваемую заготовку 6 через двухступенчатый сонод 3 с твердосплавным индентором на конце. Использовали

магнитострикционный ультразвуковой преобразователь 2, закрепленный на оси вращения 5. Прижим индентора выполнялся пружиной 4 с коэффициентом жесткости $k \sim 150$ Н. Данной силы прижима было достаточно для того, чтобы был непрерывный контакт индентора с поверхностью сварочной заготовки в процессе лазерной сварки с ультразвуковым воздействием. Позиционирование и обеспечение минимального зазора между свариваемыми заготовками производилось прижимами [7, 8].

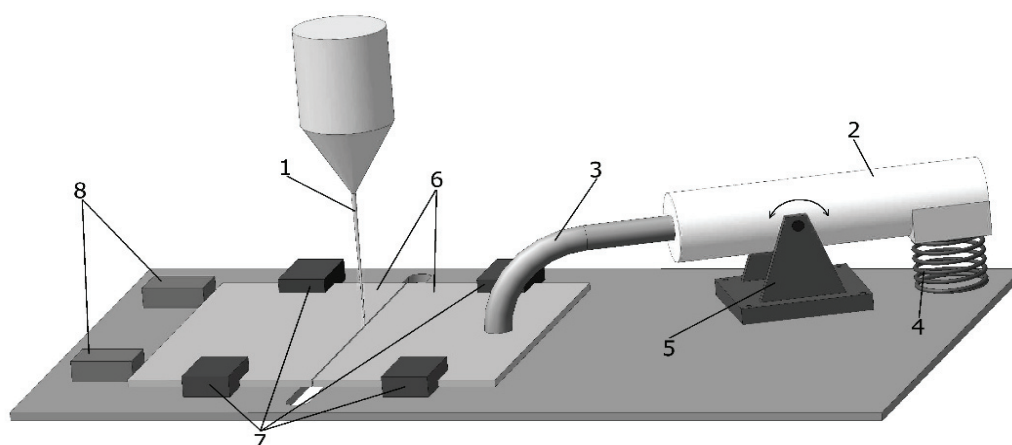


Рис. 1. Схема ЛС–УЗ:

1 – лазерное излучение; 2 – ультразвуковой преобразователь; 3 – сонод с закрепленным твердосплавным индентором на конце; 4 – пружина; 5 – крепление УЗ-преобразователя с осью вращения; 6 – свариваемые пластины; 7 – фиксирующий механизм; 8 – механизм минимизации зазора между свариваемыми пластинами

Fig. 1. UALW scheme:

1 – laser beam; 2 – ultrasonic transducer; 3 – sonotrode, with a fixed hard alloy indenter at the end; 4 – spring; 5 – fixing the ultrasonic transducer with the axis of rotation; 6 – weldments; 7 – locking mechanism; 8 – mechanism for the reduction of the gap between the weldment plates

Для металлографических исследований предварительно была произведена пробоподготовка образцов поперечного сечения, схема резки которых показана на рис. 2. Для выявления макроструктуры сварных швов использовали реактив Пултона (2 ml HF, 3 ml HCl, 20 ml HNO₃, 175 ml H₂O) с добавлением 50 ml HNO₃, 40 ml H₂O, 12g CrO₃. Исходя из макроструктуры образцов, анализировали данные об изменении глубины проплавления с использованием ультразвуковых колебаний в процессе лазерной сварки. Для выявления макродефектов и расчета статистической зависимости количества пор на образцах ЛС и ЛС–УЗ проводили исследования на оптическом микроскопе Альтами МЕТ 1С. Измерения микротвердости осуществляли на микротвердометре Duramin 5 при нагрузке 50 г. Измерения

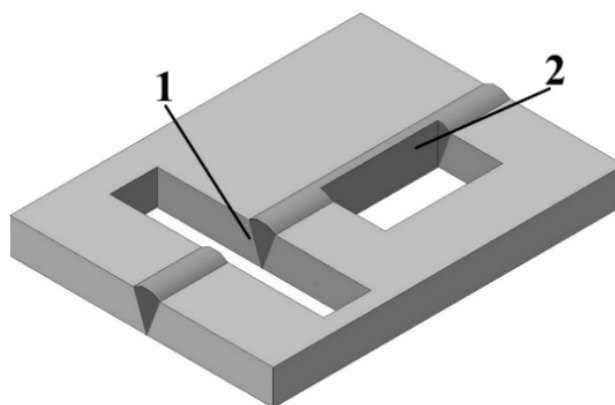


Рис. 2. Схема выреза образцов для металлографических исследований – 1 и рентгеноструктурного анализа – 2

Fig. 2. Scheme of cutting specimens for metallographic studies – 1 and X-ray analysis – 2

проводились по трем горизонтальным линиям шва. Линия I располагалась в полумиллиметре от лицевой стороны шва, линия II – на половине глубины проплавления, линия III – в полумиллиметре от максимальной глубины проплавления. Для исследования структурно-фазового состояния использовался растровый электронный микроскоп Microtrac SM3000. Подготовка образцов для рентгеноструктурного анализа осуществлялась в продольном направлении сварного шва по схеме, представленной на рис. 2. Рентгеноструктурный анализ проводили на установке «ДРОН 7» с $\text{Co K}\alpha$ -излучением.

Оценку параметра решетки производили экстраполяцией по Райли, Нельсону, Тейлору и Синклеру. Графическим методом Вильямсона–Холла в квадратичной форме качественно определили микродеформации кристаллической решетки по формуле

$$\varepsilon^{\text{II}} = \frac{\sqrt{k}}{4} 100 \%, \quad (1)$$

где k – тангенс угла наклона прямой.

Номинальные значения суммарной потребляемой энергии E определили, как сумму мощностей лазера P_1 и ультразвукового воздействия P_2 , деленную на скорость сварки V :

$$E = \frac{P_1 + P_2}{V}, \text{ Дж/мм}. \quad (2)$$

При расчете энерговложений на единицу объема расплавленного металла в процессе сварки E_1 использовали формулу, связывающую величину суммарной потребляемой энергии E

и площадь зоны плавления в поперечном сечении S толщиной 1 мм:

$$E_1 = \frac{E}{S \cdot 1 \text{ мм}}, \text{ Дж/мм}^3. \quad (3)$$

Чтобы рассчитать количество энергии E_2 , необходимое для проплавления сплава вглубь на 1 мм, решили взять величину пути, равную протяженности шва, произведенного за 1 с, т. е. (для простоты) сумму выходных мощностей P_1 и P_2 умножили на секунду и поделили на максимальную глубину проплавления h :

$$E_2 = \frac{(P_1 + P_2) \cdot 1 \text{ с}}{h}, \text{ Дж/мм}. \quad (4)$$

Результаты и обсуждения

На рис. 3 показаны металлографические изображения макроструктуры в поперечном сечении сварных швов после лазерной сварки (а) и ЛС–УЗ (б). В этих соединениях отчетливо видна граница между зоной плавления и основным металлом. Отличительной особенностью лазерной сварки сплава AA5083 является узкая зона термического влияния. В рассмотренных случаях зона термического влияния не выявлена. Граница между зоной плавления и основным металлом ярко выражена.

С целью выявления влияния ультразвуковых колебаний при лазерной сварке полного проплавления во всех случаях не достигалось. Во всех трех случаях наблюдаются макродефекты в виде пор и несплошности, связанные с нестабильным закрытием парогазового канала. Повы-

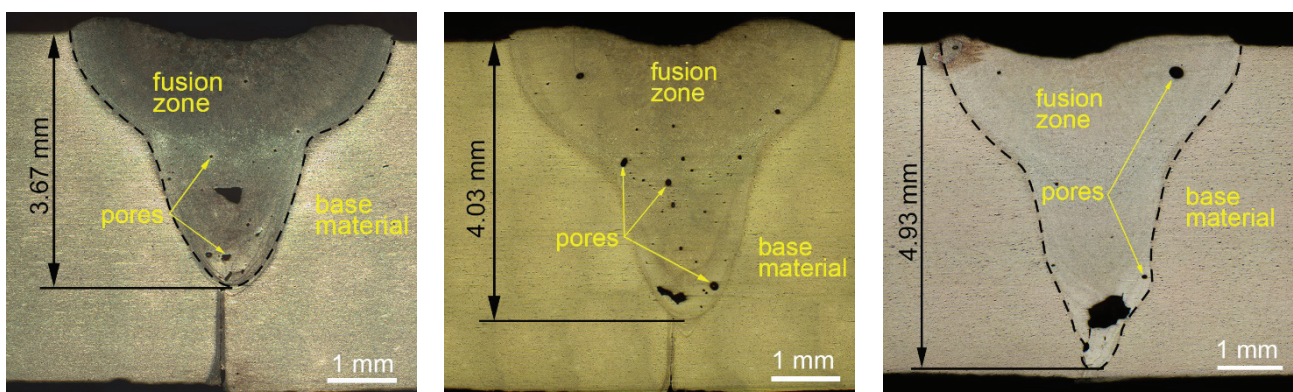


Рис. 3. Макроструктура неразъемных соединений: #1 (а), #2 (б) and #3 (в)

Fig. 3. Macrostructure of welded seams: #1 (a), #2 (б) and #3 (в)

шенная пористость при лазерной сварке многих алюминиевых сплавов является одной из основных проблем.

Ультразвуковое воздействие в процессе лазерной сварки мощностью 500 Вт привело к увеличению глубины проплавления на 10 % по сравнению с обычной лазерной сваркой. Суммарная площадь пор в поперечном сечении уменьшилась на 19 %. Увеличение мощности ультразвукового воздействия до 1000 Вт привело к дальнейшему снижению газовой пористости, но из-за крупного дефекта, вследствие не закрывшегося парогазового канала, общая суммарная площадь несплошностей возросла. Влияние ультразвукового воздействия разной мощности при рассмотрении геометрических размеров зоны плавления проявило себя по-разному. В одном случае установленной мощности УЗ воздействия в 500 Вт наблюдается рост площади зоны плавления, в другом – при увеличении мощности УЗ воздействия до 1000 Вт увеличилась площадь зоны плавления, а также изменилась форма шва в поперечном сечении. На рис. 3, в наблюдается сужение зоны плавления и увеличение глубины проплавления на 34 % по сравнению с обычной ЛС. Площадь зоны плавления в поперечном сечении возросла незначительно по сравнению с добавленным УЗ мощностью 500 Вт в процесс сварки. Результаты измерений суммарной площади несплошностей в поперечном сечении приведены в табл. 2.

Среди проявлений УЗ-воздействия, таких как увеличение глубины проплавления, обеспеченное дополнительно внесенной энергией в процесс ЛС, ультразвуковое воздействие снижает суммарную площадь пор по отношению ко всей площади зоны плавления в поперечном сечении. Ультразвуковое воздействие мощностью 500 Вт

привело также к увеличению площади зоны плавления в поперечном сечении на 15 %. Мощность ультразвукового воздействия в 1000 Вт привело к увеличению площади зоны плавления на 17 %.

При подробном рассмотрении эффекта увеличения площади зоны плавления при лазерной сварке под действием УЗ можно определить общую затраченную энергию на единицу объема расплавленного металла. Обозначим: P_1 – мощность лазерного излучения (в случае ЛС) и $P_{2,3}$ – суммарная мощность лазерного излучения и УЗ-воздействия (в случае ЛС–УЗ), Вт; S_1 и $S_{2,3}$ – площади зоны плавления сварного шва в поперечном сечении при лазерной сварке и совместно с УЗ-воздействием соответственно. E_1 – это удельная энергия плавления, Дж/мм³; E_2 – энергия, необходимая для проплавления вглубь на 1 мм сварного шва протяженностью 25 мм, т. е. расстояние, пройденное за 1 с в процессе сварки, Дж/мм.

В итоге получили, что наиболее эффективное плавление сплава происходит при лазерной сварке с добавлением в процесс УЗ-воздействия мощностью 500 Вт. В этом случае при плавлении одного кубического миллиметра приходится 18,6 Дж/мм³ против 19,2 для обычной ЛС и 20,0 Дж/мм³ для ЛС–УЗ с мощностью УЗ воздействия 1000 Вт.

Вместе с тем, если рассматривать эффективность процесса плавления на глубину проплавления, то, как было сказано выше, с добавленной мощностью УЗ 1000 Вт наблюдается сужение ширины зоны плавления и увеличение глубины проплавления. В случае ЛС глубина проплавления оказалась наименьшей, для проплавления вглубь на 1 мм протяженностью 25 мм необходимо затратить 1226,2 Дж/мм. При добавлении

Таблица 2

Table 2

Геометрические характеристики шва Weld seam geometry

Образец	Глубина проплавления, мм	Общая площадь дефектов S_d , мм ²	Площадь зоны плавления S_{fz} , мм ²	$100 \cdot S_d / S_{fz}$, %
#1 (ЛС)	3,67	0,11	9,37	1,29
#2 (ЛС–УЗ 500)	4,03	0,09	10,76	0,84
#3 (ЛС–УЗ 1000)	4,93	0,29	11,00	2,64

в процесс ЛС ультразвукового воздействия мощностью 500 Вт эффективность проплавления в глубину повысилась, энергозатраты на проплавление вглубь слоя толщиной 1 мм понизились до 1166,3 Дж/мм. Наиболее эффективным с точки зрения глубины проплавления оказалось ультразвуковое воздействие мощностью 1000 Вт. При том что в данном случае наблюдается уменьшение ширины шва, затраченная энергия на миллиметр глубины проплавления оказалась наименьшей из всех представленных случаев и составила 953,4 Дж/мм. Результаты расчетов затраченной энергии в процессе ЛС и ЛС-УЗ представлены в табл. 3.

Посчитаны также номинальные значения суммарной потребляемой энергии E – это сумма выходных мощностей лазерного и ультразвукового источника, деленная на скорость сварки.

Таблица 3

Table 3

Затраченная энергия в процессе ЛС и ЛС-УЗ
Energy input in the process of LW and UALW

Образец	#1	#2	#3
P_i , Вт	4500	5000	5500
S_i , мм ²	9,37	10,76	11,00
V , мм/с	25	25	25
E_1 , Дж/мм ³	19,2	18,6	20,0
E_2 , Дж/мм	1226,2	1166,3	953,4

Соответственно для образцов #1, #2 и #3 получили значения 180, 200 и 220 Дж/мм соответственно.

Ввиду большой отражательной способности лазерного излучения на длине волны 10,6 мкм алюминием и сплавов на его основе эффективность лазерной сварки без дополнительного источника энергии невысока. Вместе с тем при включении в процесс сварки ультразвукового воздействия эффективность проплавления в глубину увеличилась, причем с увеличением мощности ультразвука эффективность проплавления увеличилась нелинейно.

На рис. 4 приведены РЭМ-изображения зоны плавления образцов #1, #2 и #3 в режиме фазового контраста.

В виде контрастных темных объектов на изображениях представлены микропоры, которые занимают около 0,5 % площади металла шва во всех исследуемых образцах. В виде светлых контрастных объектов на изображениях присутствуют частицы стабильных вторичных фаз. Методом энергодисперсионного анализа было установлено, что это преимущественно частицы $\beta(\text{Mg}_2\text{Al}_3)$, Al_6Mn , Mg_2Si , AlFeSiMn и прочих фаз нестехиометрического состава. В табл. 4 приведены результаты измерений объемной доли и средних размеров частиц стабильных вторичных фаз в зонах плавления образцов #1, #2 и #3, а также в основном материале.

Количественные данные показывают, что ультразвуковое воздействие в процессе лазер-

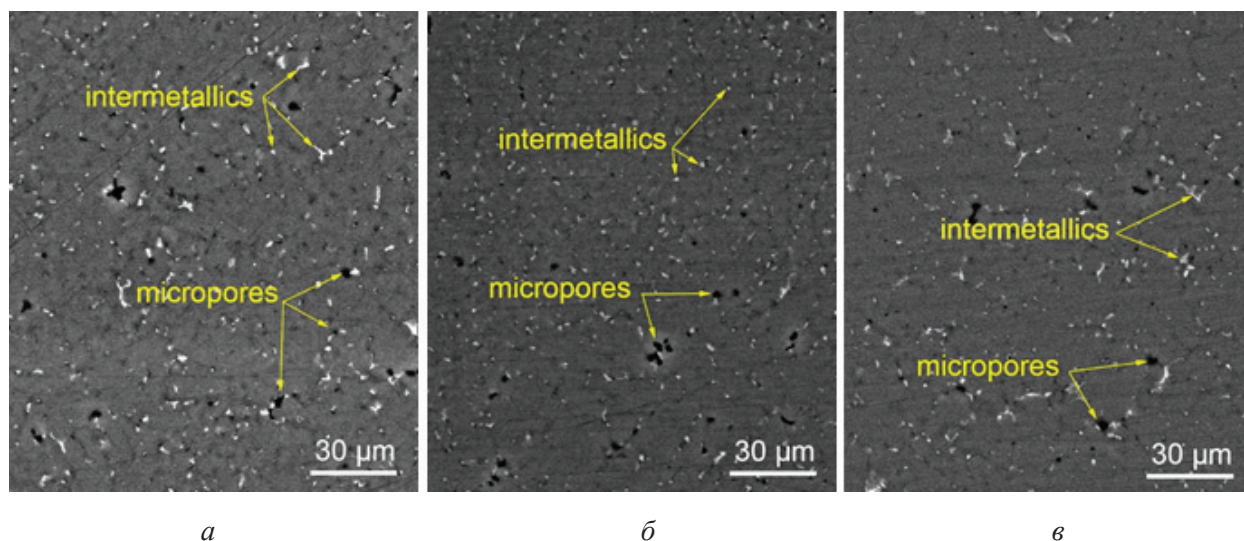


Рис. 4. РЭМ-изображения микроструктуры зоны плавления образцов: #1 (а), #2 (б) и #3 (в)

Fig. 4. SEM images of the melting zone of specimens: #1 (a), #2 (b) and #3 (c)

Характеристики структурно-фазового состояния
Characteristics of the structural-phase state

Образец	Объемная доля частиц f_v , %	Средний размер частиц d , μm	Фактор дисперсности f_v/d , μm^{-1}
#1 (ЛС)	$2,38 \pm 0,06$	$1,2 \pm 0,8$	1,98
#2 (ЛС-У3500)	$1,45 \pm 0,08$	$0,8 \pm 0,5$	1,81
#3 (ЛС-У31000)	$1,30 \pm 0,08$	$0,9 \pm 0,6$	1,43
Основной материал	$2,1 \pm 0,1$	3 ± 2	0,7

ной сварки привело к уменьшению объемной доли частиц стабильных вторичных фаз. Уменьшение объемной доли частиц связано с тем, что ультразвуковое воздействие во время сварки благополучно влияет на их растворение. Средний размер вторичных частиц в образцах #1, #2 и #3 изменяется в пределах погрешности ввиду большой разноразмерности частиц. Показатели дисперсности в этих образцах также имеют близкие значения. Однако статистическая обработка размеров вторичных частиц показывает (рис. 5), что пик нормального распределения размеров в образцах #2 и #3 смещен в сторону меньших значений. Таким образом, ультразвуковое воздействие в процессе лазерной сварки также привело к уменьшению размеров частиц стабильных вторичных фаз.

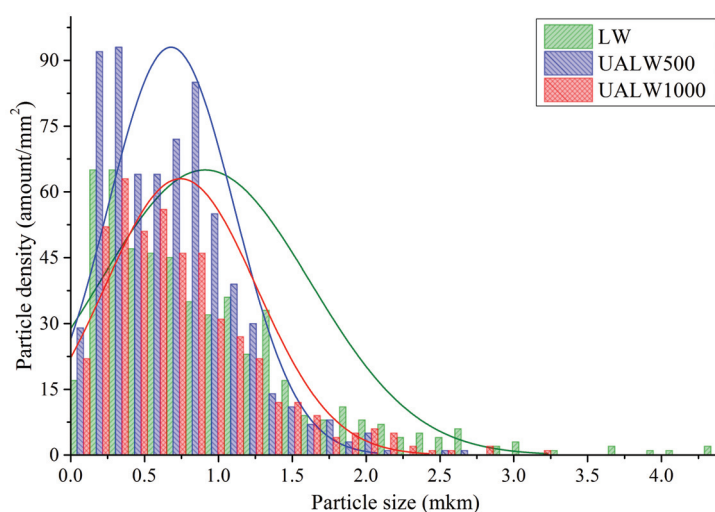


Рис. 5. Гистограмма распределения количества частиц и размеров вторичных частиц

Fig. 5. Particle number and particle size distribution histogram

По сравнению с основным металлом размер вторичных частиц в зоне плавления обоих образцов значительно меньше, также изменилась и форма частиц. На рис. 6 представлены РЭМ-изображения границы зоны плавления и основного металла. В основном металле вторичные частицы имеют преимущественно вытянутую по направлению проката форму и сложное строение, а также присутствуют мелкие округлые частицы (см. рис. 3). В процессе лазерной сварки частицы растворяются, а затем снова выделяются из твердого раствора прежней объемной долей. При ультразвуковом воздействии объемная доля вторичных частиц становится меньше, чем в основном металле, что говорит о более существенном растворении этих частиц.

При лазерной сварке с ультразвуковым воздействием, так же как и при обычной лазерной сварке, граница между зоной плавления и основным металлом остается ярко выраженной. Исследованные три зоны образцов, полученных лазерной сваркой с ультразвуковым воздействием, отличны от образцов, полученных в отсутствие ультразвукового воздействия. Для всех образцов наблюдаются локальные понижения значений микротвердости, которые связаны с частичным захватом микропор индентором. При этом с учетом потерь магния, как основного легирующего элемента [22], также наблюдается существенное понижение микротвердости. В целом влияние ультразвука на микротвердость оценивается как положительное. На рис. 7 во всех исследованных зонах наблюдается небольшое увеличение микротвердости. Красные и синие линии на графиках распределения микротвердости –

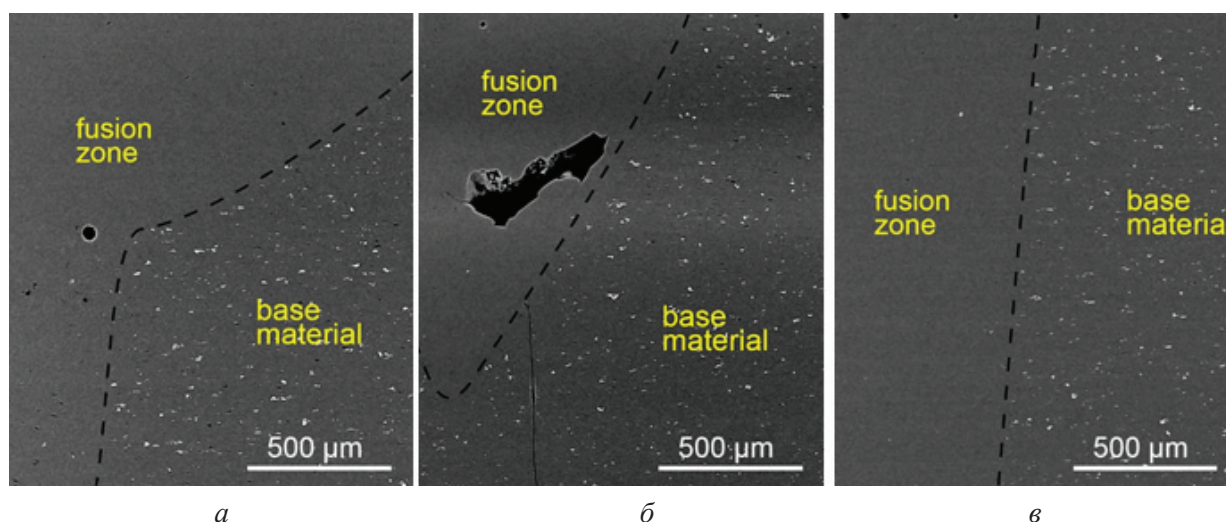


Рис. 6. РЭМ-изображения границы раздела зоны плавления и основного металла в образцах: #1 (а), #2 (б) и #3 (в)

Fig. 6. SEM images of the melting zone and base metal interface in specimens: #1 (a), #2 (b) and #3 (c)

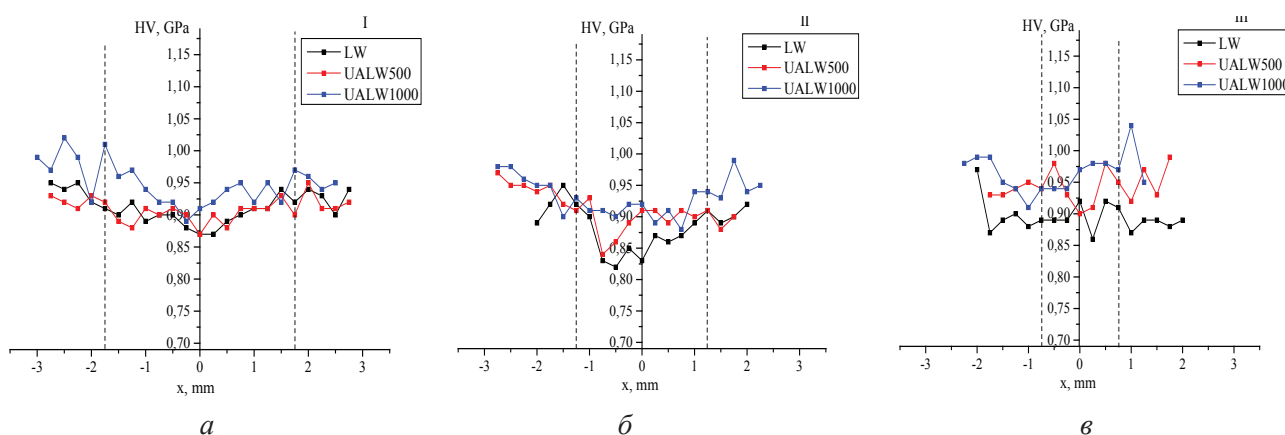


Рис. 7. Измерения микротвердости образцов #1, #2 and #3:

а – измерения в полумиллиметре от лицевой стороны шва; б – измерения на половине глубины проплавления; в – измерения в полумиллиметре от максимальной глубины проплавления

Fig. 7. Microhardness measurements of specimens #1, #2 and #3:

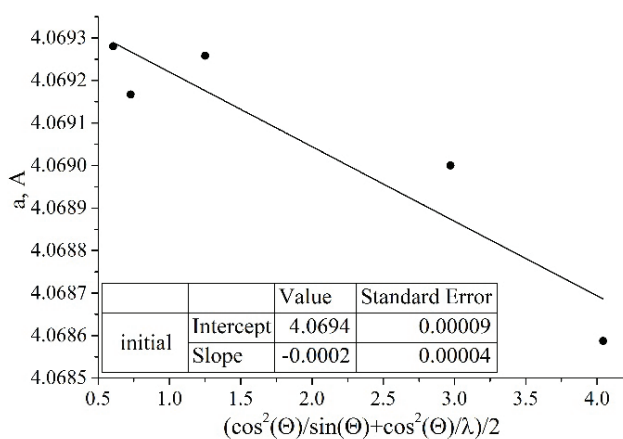
а – measurements in half a millimeter from the front side of the seam; б – measurements in half a depth of penetration; в – measurements in half a millimeter from the maximum penetration depth

лазерная сварка с ультразвуковым воздействием 500 и 1000 Вт соответственно.

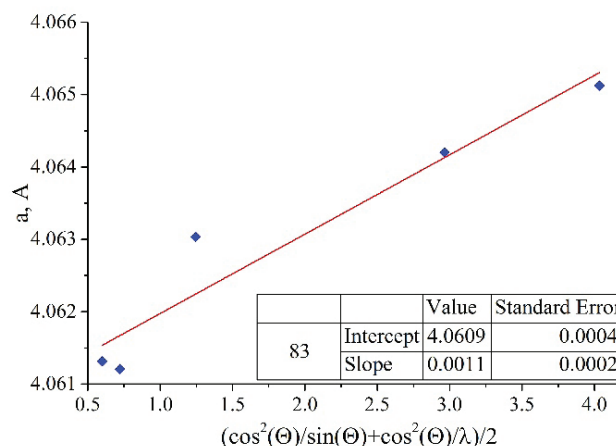
При рассмотрении результатов рентгеноструктурного анализа произведена съемка исходного материала по симметричной схеме. Прецизионное определение параметра решетки проводили методом экстраполяции зависимости параметра решетки от экстраполяционной функции по Райли, Нельсону, Тейлору и Синклеру. В результате параметр решетки алюминий-магниевого сплава в исходном состоянии состав-

ляет $4.0694 \text{ \AA}$, данная зависимость показана на рис. 8, а.

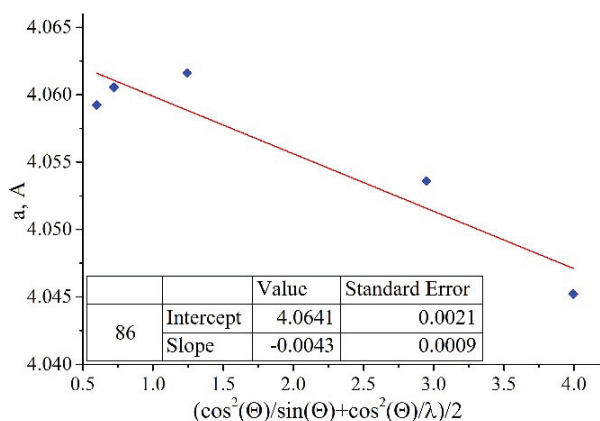
При построении графиков экстраполяции для образцов лазерной сварки выявлено следующее. В случае обычной лазерной сварки экстраполяция на 90° дает параметр решетки, равный $4,0609 \pm 0,0004 \text{ \AA}$ (рис. 8, б). Образцы #2 и #3 имеют параметр решетки $4,0641 \pm 0,0021$ и $4,0597 \pm 0,0008 \text{ \AA}$ соответственно. Как видно, образец #2 имеет параметр решетки больше, чем в образцах сварки #1 и #3. Параметр решетки в



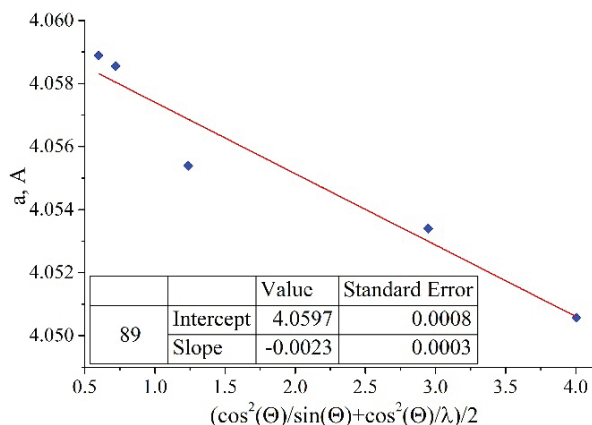
a



б



в



з

Рис. 8. Экстраполяция по Райли, Нельсону, Тейлору и Синклеру:

a – исходный материал; *б* – образец лазерной сварки без УЗ; *в* – образец лазерной сварки с мощностью УЗ 500 Вт; *з* – образец лазерной сварки с мощностью УЗ 1000 Вт

Fig. 8. Riley, Nelson, Taylor and Sinclair extrapolation:

a – initial material; *б* – laser welding sample without ultrasonic welding; *в* – laser welding sample with ultrasonic power 500 W; *з* – laser welding sample with ultrasonic power 1000 W

образце #2 более близок к параметру решетки исходного материала. Мы предполагаем, что добавленная мощность УЗ в 500 Вт наиболее эффективна для перераспределения магния в твердом растворе.

Для качественного сравнения микродеформаций в сварных швах использовали графический метод Вильямсона–Холла.

$$y = (1,15803 \cdot 10^{-5})x + 7,66002 \cdot 10^{-5}, \quad (5)$$

$$y = (2,3685 \cdot 10^{-5})x - 1,2114 \cdot 10^{-4}, \quad (6)$$

$$y = (1,18942 \cdot 10^{-5})x - 2,58412 \cdot 10^{-5}. \quad (7)$$

После нахождения из уравнений (5)–(7) тангенса угла наклона экстраполяционной прямой

по методу Вильямсона–Холла в квадратичной форме воспользовались формулой (1) и получили следующий результат. Оказалось, что у образцов #1 и #3 значения микродеформаций равны в пределах погрешности и составили $\epsilon^{\text{II}} = 0,085 \%$, что является небольшой величиной. В исследуемом образце лазерной сварки #2 с ультразвуковым воздействием мощностью 500 Вт значение микродеформаций составляет $\epsilon^{\text{II}} = 0,122 \%$, что больше, чем в образцах обычной ЛС и ЛС–УЗ с мощностью ультразвукового воздействия 1000 Вт. Как описано выше, параметр решетки образца #2 также отличен от параметра решетки образцов #1 и #3.

Выводы

Исследованы образцы лазерной сварки алюминиево-магниевого сплава, в том числе и с ультразвуковым воздействием. В результате проделанной работы сделаны следующие выводы.

Под ультразвуковым воздействием в процессе лазерной сварки изменяется форма шва, а также уменьшается количество газовых пор.

Произведенная количественная оценка энергозатрат на объемную долю переплавленного металла под действием ультразвука показала, что наиболее эффективной мощностью ультразвукового воздействия является 500 Вт. Для наиболее эффективного проплавления вглубь лазерным излучением требуется 1000 Вт мощности ультразвукового воздействия.

С увеличением мощности ультразвукового воздействия в 1.8 раза уменьшается объемная доля вторичных частиц в металле шва.

Образцы лазерной сварки с ультразвуковым воздействием мощностью 500 Вт имеют наиболее близкий параметр решетки к исходному материалу, а также с мощностью ультразвукового воздействия 500 Вт сварные швы имеют наименьшие искажения кристаллической решетки среди исследуемых.

Список литературы

1. Formation of the surface gradient structures during adhesive friction of tribocoupling parts from dissimilar materials / A.V. Chumaevskii, K.N. Kalashnikov, T.A. Kalashnikova, A.N. Ivanov, A.V. Gusarova // AIP Conference Proceedings. – 2018. – Vol. 2051. – DOI: 10.1063/1.5083301.
2. Influence of the configuration of the counterbody and the test temperature on the structure of the aluminum alloy AA2024 under the adhesion-diffusion friction / A.V. Chumaevskii, A.V. Gusarova, K.N. Kalashnikov, T.A. Kalashnikova, A.N. Ivanov // AIP Conference Proceedings. – 2018. – Vol. 2051. – DOI: 10.1063/1.5083298.
3. Morphology of surface structures of aluminum alloy AA5056 samples subjected to dry friction by means of friction stir processing / K.N. Kalashnikov, T.A. Kalashnikova, A.V. Chumaevskii, A.V. Gusarova, A.N. Ivanov // AIP Conference Proceedings. – 2018. – Vol. 2051. – P. 1–5. – DOI: 10.1063/1.5083354.
4. Structure modification of AA2024 alloy in the zone of tribological contact during friction under the severe thermomechanical action / A.V. Chumaevskii, K.N. Kalashnikov, T.A. Kalashnikova, A.V. Gusarova, A.N. Ivanov // AIP Conference Proceedings. – 2018. – Vol. 2051. – DOI: 10.1063/1.5083299.
5. Structure of the material in the formation region of gradient structures of dissimilar metals obtained by fric-

tion stir processing / A.V. Chumaevskii, K.N. Kalashnikov, T.A. Kalashnikova, A.V. Gusarova, A.N. Ivanov // AIP Conference Proceedings. – 2018. – Vol. 2051. – DOI: 10.1063/1.5083300.

6. Towards aging in a multipass friction stir-processed AA2024 / K.N. Kalashnikov, S.Y. Tarasov, A.V. Chumaevskii, S.V. Fortuna, A.A. Eliseev, A.N. Ivanov // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2019. – Vol. 103 (5). – P. 2121–2132. – DOI: 10.1007/s00170-019-03631-3.

7. Structure and mechanical properties of aluminum 1560 alloy after severe plastic deformation by groove pressing / E.N. Moskvichev, V.A. Skripnyak, V.V. Skripnyak, A.A. Kozulin, D.V. Lychagin // Physical Mesomechanics. – 2018. – Vol. 21. – P. 515–522. – DOI: 10.1134/S1029959918060061.

8. Molten pool behaviors and their influences on welding defects in narrow gap GMAW of 5083 Al-alloy / C. Zhu, J. Cheon, X. Tang, S.-J. Na, H. Cui // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2018. – Vol. 126. – P. 1206–1221. – DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2018.05.132.

9. Guo H., Hu J., Tsai H.L. Formation of weld crater in GMAW of aluminum alloys // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52. – P. 5533–5546. – DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2009.06.028.

10. Prasad V.V., Lingaraju D. Effect of different edge preparations on the tensile and hardness properties of gtaw welded 6082 aluminum alloy // Materials Today: Proceedings. – 2017. – Vol. 4. – P. 157–165. – DOI: 10.1016/J.MATPR.2017.01.009.

11. Bai Y., Gao H., Qiu L. Droplet transition for plasma-MIG welding on aluminium alloys // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. – 2010. – Vol. 20. – P. 2234–2239. – DOI: 10.1016/S1003-6326(10)60634-6.

12. Structural phase evolution in ultrasonic-assisted friction stir welded 2195 aluminum alloy joints / A.A. Eliseev, S.V. Fortuna, T.A. Kalashnikova, A.V. Chumaevskii, E.A. Kolubaev // Russian Physics Journal. – 2017. – Vol. 60. – P. 1022–1026. – DOI: 10.1007/s11182-017-1172-x.

13. Tensile strength on friction stir processed AMg5 (5083) aluminum alloy / A.V. Chumaevskii, A.A. Eliseev, A.V. Filippov, V.E. Rubtsov, S.Y. Tarasov // AIP Conference Proceedings. – 2016. – Vol. 1783. – P. 5–9. – DOI: 10.1063/1.4966320.

14. Microstructure and mechanical properties of newly developed aluminum-lithium alloy 2A97 welded by fiber laser / B. Fu, G. Qin, X. Meng, Y. Ji, Y. Zou, Z. Lei // Materials Science and Engineering A. – 2014. – Vol. 617. – P. 1–11. – DOI: 10.1016/j.msea.2014.08.038.

15. Laser spot welding of laser textured steel to aluminium / G. Pardal, S. Meco, A. Dunn, S. Williams, S. Ganguly, D.P. Hand, K.L. Wlodarczyk // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – Vol. 241. – P. 24–35. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.10.025.



16. *Paleocrassas A.* Feasibility investigation of laser welding aluminum alloy 7075-T6 through the use of a 300 W, single-mode, Ytterbium fiber optic laser. – North Carolina State University, 2005.

17. Fibre laser welding of aluminium alloy / S. Katayama, H. Nagayama, M. Mizutani, Y. Kawahito // *Welding International*. – 2009. – Vol. 23. – P. 744–752. – DOI: 10.1080/09507110902836911.

18. *Alzahrani F.S., Abbas I.A.* Fractional order theory in a semiconductor medium photogenerated by a focused laser beam // *Physical Mesomechanics*. – 2018. – Vol. 21. P. 117–123. – DOI: 10.1134/S1029959918020042.

19. *Nothdurft S., Springer A., Kaierle S.* Influencing the weld pool during laser welding // *Advances in Laser Materials Processing*. – Cambridge, MA: Woodhead Publishing, 2018. – Ch. 10. – DOI: 10.1016/B978-0-08-101252-9.00010-8.

20. Laser-induced plasma in CO(2) laser welding aluminum alloys / X.B. Wang, P. Ding, J.F. Qi, R.S. Xiao, T.C. Zuo // *Conference on Lasers and Electro-Optics/Pacific Rim*. – Shanghai, China, 2009. – Vol. 1–2. – P. 1083–1084.

21. Characteristics of plasma plume in fiber laser welding of aluminum alloy / M. Gao, C. Chen, M. Hu, L. Guo, Z. Wang, X. Zeng // *Applied Surface Science*. – 2015. – Vol. 326. – P. 181–186. – DOI: 10.1016/j.apusc.2014.11.136.

22. Magnesium loss in Nd:YAG pulsed laser welding of aluminum alloys / Z.M. Beiranvand, F.M. Ghaini, H. Naffakh-moosavy, M. Sheikhi, M.J. Torkamany // *Metallurgical and Materials Transactions B*. – 2018. – Vol. 49 (5). – P. 2896–2905. DOI: 10.1007/s11663-018-1315-7.

23. *Yamaoka H.* Microstructural control of laser-welded aluminium alloys // *Welding International*. – 2001. – Vol. 15. – P. 845–850. – DOI: 10.1080/09507110109549454.

24. Mechanical constraint intensity effects on solidification cracking during laser welding of aluminum alloys / X. Wang, F. Lu, H.P. Wang, H. Cui, X. Tang, Y. Wu // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2015. – Vol. 218. – P. 62–70. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.037.

25. Using pulse shaping to control temporal strain development and solidification cracking in pulsed laser welding of 6082 aluminum alloys / P. Von Witzendorff, S. Kaierle, O. Suttman, L. Overmeyer // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2015. – Vol. 225. – P. 162–169. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.06.007.

26. Reduction of porosity content generated during Nd:YAG laser welding of A356 and AA5083 aluminium alloys / A. Haboudou, P. Peyre, A.B. Vannes, G. Peix // *Materials Science and Engineering: A*. –

2003. – Vol. 363. – P. 40–52. – DOI: 10.1016/S0921-5093(03)00637-3.

27. Porosity in fiber laser formation of 5A06 aluminum alloy / Y. Yu, C. Wang, X. Hu, J. Wang, S. Yu // *Journal of Mechanical Science and Technology*. – 2010. – Vol. 24. – P. 1077–1082. – DOI: 10.1007/s12206-010-0309-4.

28. Numerical study of keyhole dynamics and keyhole-induced porosity formation in remote laser welding of Al alloys / R. Lin, H. Wang, F. Lu, J. Solomon, B.E. Carlson // *Journal of Heat and Mass Transfer*. 2017. – Vol. 108. – P. 244–256. – DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2016.12.019.

29. Characteristics and formation mechanism of sidewall pores in NG-GMAW of 5083 Al-alloy / C. Zhu, X. Tang, Y. He, F. Lu, H. Cui // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2016. – Vol. 238. – P. 274–283. – DOI: 10.1016/J.JMATPROTEC.2016.07.032.

30. *Yang F., Zhou J., Ding R.* Ultrasonic vibration assisted tungsten inert gas welding of dissimilar magnesium alloys // *Journal of Materials Science and Technology*. – 2018. – Vol. 34 (12). – P. 2240–2245. – DOI: 10.1016/J.JMST.2018.06.009.

31. Analysis on welding characteristics of ultrasonic assisted laser welding of AZ31B magnesium alloy / Z. Lei, J. Bi, P. Li, T. Guo, Y. Zhao, D. Zhang // *Optics and Laser Technology*. – 2018. – Vol. 105. – P. 15–22. – DOI: 10.1016/J.OPTLASTEC.2018.02.050.

32. Grain fragmentation in ultrasonic-assisted TIG weld of pure aluminum / Q. Chen, S. Lin, C. Yang, C. Fan, H. Ge // *Ultrasonics Sonochemistry*. – 2017. – Vol. 39. – P. 403–413. – DOI: 10.1016/J.ULTSONCH.2017.05.001.

33. The role of ultrasonic treatment in refining the as-cast grain structure during the solidification of an Al–2Cu alloy / G. Wang, M.S. Dargusch, M. Qian, D.G. Eskin, D.H. StJohn // *Journal of Crystal Growth*. – 2014. – Vol. 408. – P. 119–124. – DOI: 10.1016/J.JCRYSGRO.2014.09.018.

34. The effect of ultrasonic treatment on the mechanisms of grain formation in as-cast high purity zinc / B. Nagasivamuni, G. Wang, D.H. StJohn, M.S. Dargusch // *Journal of Crystal Growth*. – 2018. – Vol. 495. – P. 20–28. – DOI: 10.1016/J.JCRYSGRO.2018.05.006.

35. Effect of high density ultrasonic on the microstructure and refining property of Al–5Ti–0.25C grain refiner alloy / Y.L. Li, H.K. Feng, F.R. Cao, Y.B. Chen, L.Y. Gong // *Materials Science and Engineering: A*. – 2008. – Vol. 487. – P. 518–523. – DOI: 10.1016/J.MSEA.2007.11.067.

36. *Hatch J.E.* Aluminum: properties and physical metallurgy. – Ohio: ASM International, 1996. – ISBN 0871701766.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

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



Ultrasonic Laser Welding of AA5083 Aluminum-Magnesium Alloy

Andrey Vorontsov ^{a, *}, Alexander Eliseev ^b, Kseniya Osipovich ^c, Nikolai Savchenko ^d

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

^a <http://orcid.org/0000-0002-4334-7616>, vav@ispms.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0001-5273-9729>, alan@ispms.ru,
^c <https://orcid.org/0000-0001-9534-775X>, osipovich_k@ispms.tsc.ru, ^d <http://orcid.org/0000-0001-8254-5853>, savnick@ispms.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 17 June 2019

Revised: 02 July 2019

Accepted: 15 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Laser welding

Aluminum-magnesium alloy

Weld seam structure

Seam meta

Funding

This work was financially supported by Russian Federation Ministry of Education and Science (Agreement No 14.607.21.0190, project identifier RFMEFI60717X0190)

ABSTRACT

Introduction. Laser welding is one of the most effective methods of welded seams formation. High welding speed, ability to weld without the use of filler wire make laser welding one of the most promising welding methods. Another advantage over traditional arc welding is the ability to weld parts in a single pass without cutting edges. Laser welding continuously expands the range of applications, but still it is difficult to apply this type of welding to some materials. These materials include aluminum-magnesium alloys. Due to the various thermal properties of the aluminum matrix and magnesium, the main alloying element is burned out. Another problem in laser welding of Al-Mg alloys is high porosity. As a result, laser welded seams of Al-Mg alloys cannot be used in manufacture due to its low strength. **The purpose of the work** is to study the effect of ultrasonic influence on the formation structure of the welded seam of AA5083 alloy, obtained by laser welding. **Results and discussions.** Specimens of conventional laser welding and ultrasonic assisted laser welding are obtained. It is shown that under ultrasonic influence in the process of laser welding the shape of the weld changes. It is not possible to obtain a welded seam without pores, but it is shown that the number of gas pores decreases under ultrasonic influence. Quantitative estimation of energy investments on a volume fraction of the melted metal and value of penetration of laser radiation under the influence of ultrasound is carried out. It is also shown that the volume fraction of secondary particles in the weld metal decreases with an increase in the power of ultrasonic influence. Studies of microhardness welded seams showed a slight increase in microhardness values with ultrasonic influence in comparison with conventional laser welding. As a result of X-ray analysis it was found out that laser welding samples with ultrasonic influence with power 500 W have the nearest parameter of the lattice to the initial material. Also with the power of ultrasonic influence of 500 W the welded seams have the greater distortion of the crystal lattice among the examined ones.

For citation: Vorontsov A.V., Eliseev A.A., Osipovich K.S., Savchenko N.L. Ultrasonic laser welding of AA5083 aluminum-magnesium alloy. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 83–96. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-83-96. (In Russian).

References

1. Chumaevskii A.V., Kalashnikov K.N., Kalashnikova T.A., Ivanov A.N., Gusarova A.V. Formation of the surface gradient structures during adhesive friction of tribocoupling parts from dissimilar materials. *AIP Conference Proceedings*, 2018, vol. 2051. DOI: 10.1063/1.5083301.
2. Chumaevskii A.V., Gusarova A.V., Kalashnikov K.N., Kalashnikova T.A., Ivanov A.N. Influence of the configuration of the counterbody and the test temperature on the structure of the aluminum alloy AA2024 under the adhesion-diffusion friction. *AIP Conference Proceedings*, 2018, vol. 2051. DOI: 10.1063/1.5083298.
3. Kalashnikov K.N., Kalashnikova T.A., Chumaevskii A.V., Gusarova A.V., Ivanov A.N. Morphology of surface structures of aluminum alloy AA5056 samples subjected to dry friction by means of friction stir processing. *AIP Conference Proceedings*, 2018, vol. 2051, pp. 1–5. DOI: 10.1063/1.5083354.

* Corresponding author

Vorontsov Andrey V., Research assistant
 Institute of Strength Physics and Materials Science
 of the Siberian Branch of the RAS
 2/4 pr. Akademicheskii,
 634055, Tomsk, Russian Federation
 Tel.: +7 (983) 239-3417, e-mail: vav@ispms.ru

4. Chumaevskii A.V., Kalashnikov K.N., Kalashnikova T.A., Gusarova A.V., Ivanov A.N. Structure modification of AA2024 alloy in the zone of tribological contact during friction under the severe thermomechanical action. *AIP Conference Proceedings*, 2018, vol. 2051. DOI: 10.1063/1.5083299.
5. Chumaevskii A.V., Kalashnikov K.N., Kalashnikova T.A., Gusarova A.V., Ivanov A.N. Structure of the material in the formation region of gradient structures of dissimilar metals obtained by friction stir processing. *AIP Conference Proceedings*, 2018, vol. 2051. DOI: 10.1063/1.5083300.
6. Kalashnikov K.N., Tarasov S.Y., Chumaevskii A.V., Fortuna S.V., Eliseev A.A., Ivanov A.N. Towards aging in a multipass friction stir-processed AA2024. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, vol. 103 (5), pp. 2121–2132. DOI: 10.1007/s00170-019-03631-3.
7. Moskvichev E.N., Skripnyak V.A., Skripnyak V.V., Kozulin A.A., Lychagin D.V. Structure and mechanical properties of aluminum 1560 alloy after severe plastic deformation by groove pressing // *Physical Mesomechanics*, 2018, vol. 21, pp. 515–522. DOI: 10.1134/S1029959918060061.
8. Zhu C., Cheon J., Tang X., Na S.-J., Cui H. Molten pool behaviors and their influences on welding defects in narrow gap GMAW of 5083 Al-alloy. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, vol. 126, pp. 1206–1221. DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2018.05.132.
9. Guo H., Hu J., Tsai H.L. Formation of weld crater in GMAW of aluminum alloys. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2009, vol. 52, pp. 5533–5546. DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2009.06.028.
10. Prasad V.V., Lingaraju D. Effect of different edge preparations on the tensile and hardness properties of gtaw welded 6082 aluminum alloy. *Materials Today: Proceedings*, 2017, vol. 4, pp. 157–165. DOI: 10.1016/J.MATPR.2017.01.009.
11. Bai Y., Gao H., Qiu L. Droplet transition for plasma-MIG welding on aluminium alloys. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2010, vol. 20, pp. 2234–2239. DOI: 10.1016/S1003-6326(10)60634-6.
12. Eliseev A.A., Fortuna S.V., Kalashnikova T.A., Chumaevskii A.V., Kolubaev E.A. Structural phase evolution in ultrasonic-assisted friction stir welded 2195 aluminum alloy joints. *Russian Physics Journal*, 2017, vol. 60, pp. 1022–1026. DOI: 10.1007/s11182-017-1172-x.
13. Chumaevskii A.V., Eliseev A.A., Filippov A.V., Rubtsov V.E., Tarasov S.Y. Tensile strength on friction stir processed AMg5 (5083) aluminum alloy. *AIP Conference Proceedings*, 2016, vol. 1783, pp. 5–9. DOI: 10.1063/1.4966320.
14. Fu B., Qin G., Meng X., Ji Y., Zou Y., Lei Z. Microstructure and mechanical properties of newly developed aluminum-lithium alloy 2A97 welded by fiber laser // *Materials Science and Engineering A*. – 2014. – Vol. 617. – P. 1–11. – DOI: 10.1016/j.msea.2014.08.038.
15. Pardal G., Meco S., Dunn A., Williams S., Ganguly S., Hand D.P., Wlodarczyk K.L. Laser spot welding of laser textured steel to aluminium. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, vol. 241, pp. 24–35. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.10.025.
16. *Paleocrassas A.* Feasibility investigation of laser welding aluminum alloy 7075-t6 through the use of a 300 W, single-mode, Ytterbium fiber optic laser. North Carolina State University, 2005.
17. Katayama S., Nagayama H., Mizutani M., Kawahito Y. Fibre laser welding of aluminium alloy. *Welding International*, 2009, vol. 23, pp. 744–752. DOI: 10.1080/09507110902836911.
18. Alzahrani F.S., Abbas I.A. Fractional order theory in a semiconductor medium photogenerated by a focused laser beam. *Physical Mesomechanics*, 2018, vol. 21, pp. 117–123. DOI: 10.1134/S1029959918020042.
19. Nothdurft S., Springer A., Kaierle S. Influencing the weld pool during laser welding. *Advances in laser materials processing*. Cambridge, MA, Woodhead Publishing, 2018, ch. 10. DOI: 10.1016/B978-0-08-101252-9.00010-8.
20. Wang X.B., Ding P., Qi J.F., Xiao R.S., Zuo T.C. Laser-induced plasma in CO(2) laser welding aluminum alloys. *Conference on Lasers and Electro-Optics/ Pacific Rim*, Shanghai, China, 2009, vol. 1–2, pp. 1083–1084.
21. Gao M., Chen C., Hu M., Guo L., Wang Z., Zeng X. Characteristics of plasma plume in fiber laser welding of aluminum alloy. *Applied Surface Science*, 2015, vol. 326, pp. 181–186. DOI: 10.1016/j.apsusc.2014.11.136.
22. Beiranvand Z.M., Ghaini F.M., Naffakh-moosavy H., Sheikhi M., Torkamany M.J. Magnesium loss in Nd:YAG pulsed laser welding of aluminum alloys. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2018, vol. 49 (5), pp. 2896–2905. DOI: 10.1007/s11663-018-1315-7.
23. Yamaoka H. Microstructural control of laser-welded aluminium alloys. *Welding International*, 2001, vol. 15, pp. 845–850. DOI: 10.1080/09507110109549454.
24. Wang X., Lu F., Wang H.P., Cui H., Tang X., Wu Y. Mechanical constraint intensity effects on solidification cracking during laser welding of aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, vol. 218, pp. 62–70. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.037.

25. Witzendorff P. Von, Kaierle S., Suttman O., Overmeyer L. Using pulse shaping to control temporal strain development and solidification cracking in pulsed laser welding of 6082 aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, vol. 225, pp. 162–169. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.06.007.
26. Haboudou A., Peyre P., Vannes A.B., Peix G. Reduction of porosity content generated during Nd:YAG laser welding of A356 and AA5083 aluminium alloys. *Materials Science and Engineering: A*, 2003, vol. 363, pp. 40–52. DOI: 10.1016/S0921-5093(03)00637-3.
27. Yu Y., Wang C., Hu X., Wang J., Yu S. Porosity in fiber laser formation of 5A06 aluminum alloy. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2010, vol. 24, pp. 1077–1082. DOI: 10.1007/s12206-010-0309-4.
28. Lin R., Wang H., Lu F., Solomon J., Carlson B.E. Numerical study of keyhole dynamics and keyhole-induced porosity formation in remote laser welding of Al alloys. *Journal of Heat and Mass Transfer*, 2017, vol. 108, pp. 244–256. DOI: 10.1016/J.IJHEATMASSTRANSFER.2016.12.019.
29. Zhu C., Tang X., He Y., Lu F., Cui H. Characteristics and formation mechanism of sidewall pores in NG-GMAW of 5083 Al-alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, vol. 238, pp. 274–283. DOI: 10.1016/J.JMATPROTEC.2016.07.032.
30. Yang F., Zhou J., Ding R. Ultrasonic vibration assisted tungsten inert gas welding of dissimilar magnesium alloys. *Journal of Materials Science and Technology*, 2018, vol. 34 (12), pp. 2240–2245. DOI: 10.1016/J.JMST.2018.06.009.
31. Lei Z., Bi J., Li P., Guo T., Zhao Y., Zhang D. Analysis on welding characteristics of ultrasonic assisted laser welding of AZ31B magnesium alloy. *Optics and Laser Technology*, 2018, vol. 105, pp. 15–22. DOI: 10.1016/J.OPTLASTEC.2018.02.050.
32. Chen Q., Lin S., Yang C., Fan C., Ge H. Grain fragmentation in ultrasonic-assisted TIG weld of pure aluminum. *Ultrasonics Sonochemistry*, 2017, vol. 39, pp. 403–413. DOI: 10.1016/J.ULTSONCH.2017.05.001.
33. Wang G., Dargusch M.S., Qian M., Eskin D.G., StJohn D.H. The role of ultrasonic treatment in refining the as-cast grain structure during the solidification of an Al–2Cu alloy. *Journal of Crystal Growth*, 2014, vol. 408, pp. 119–124. DOI: 10.1016/J.JCRYSGRO.2014.09.018.
34. Nagasivamuni B., Wang G., StJohn D.H., Dargusch M.S. The effect of ultrasonic treatment on the mechanisms of grain formation in as-cast high purity zinc. *Journal of Crystal Growth*, 2018, vol. 495, pp. 20–28. DOI: 10.1016/J.JCRYSGRO.2018.05.006.
35. Li Y.L., Feng H.K., Cao F.R., Chen Y.B., Gong L.Y. Effect of high density ultrasonic on the microstructure and refining property of Al–5Ti–0.25C grain refiner alloy. *Materials Science and Engineering: A*, 2008, vol. 487, pp. 518–523. DOI: 10.1016/J.MSEA.2007.11.067.
36. Hatch J.E. *Aluminum: properties and physical metallurgy*. Ohio, ASM International, 1996. ISBN: 0871701766.

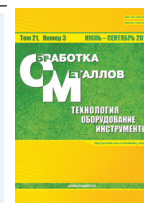
Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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

Определение теплопроводности твердосплавного режущего инструмента с многослойными износостойкими покрытиями

Александр Ингеманссон^{1, а, *}, Александр Бондарев^{2, б}¹ АО «Федеральный научно-производственный центр «Титан-Баррикады», пр. Ленина, б/н, г. Волгоград, 400071, Россия² Волгоградский государственный технический университет, пр. им. Ленина, 28, г. Волгоград, 400005, Россия^а  <https://orcid.org/0000-0002-7963-393X>,  aleing@yandex.ru, ^б  <https://orcid.org/0000-0002-0645-5634>,  alexander_bondarev@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.9.025

История статьи:

Поступила: 21 мая 2019

Рецензирование: 05 июня 2019

Принята к печати: 15 июля 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Твердосплавный инструмент

Многослойные покрытия

Теплопроводность

Математические модели

Цифровые производственные системы

АННОТАЦИЯ

Введение. Выходные параметры процесса резания в значительной степени определяются характером протекания процессов стружкообразования и контактного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материала. Адаптивное управление процессом резания для современного автоматизированного оборудования с ЧПУ позволяет обеспечивать надежность выходных параметров обработки. Разработка математических моделей для управления процессом резания, учитывающих теплопроводность инструментального материала, является необходимым условием реализации возможностей адаптивного управления современным оборудованием в цифровых производственных системах (ЦПС) для механической обработки. При этом на сегодняшний день отсутствует комплекс информации о теплопроводности инструментов с многослойными покрытиями для обработки различных материалов, для различных условий обработки и способов нанесения покрытия. Данная проблема является ограничивающим фактором для разработки надежных математических моделей для технологической подготовки производства и управления выходными параметрами процесса резания. **Цель работы:** определение величины теплопроводности современных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями для последующего использования при построении математических моделей, связывающих режимы и условия обработки с действующими силами резания и выходным параметром обработки – шероховатостью обработанной поверхности. **Методами исследования** являются анализ и систематизация информации о химическом составе и конструкциях многослойных покрытий исходя из способа нанесения покрытия, режимов и условий механической обработки и обрабатываемых материалов, а также определение по расчетной методике коэффициентов теплопроводности твердосплавных инструментов с покрытиями. **Результаты и обсуждение.** На основе проведенного анализа и расчетов получены значения коэффициентов теплопроводности для режущих инструментов с многослойными покрытиями, наиболее широко применяемых в производственной практике. Указанные значения предназначены для использования при построении математических моделей, связывающих режимы и условия обработки с выходными параметрами обработки и основанных на учете теплофизических процессов при резании. Разработанные на основе этих данных модели планируется использовать для технологической подготовки производства и адаптивного управления современным оборудованием в ЦПС для механической обработки.

Для цитирования: Ингеманссон А.Р., Бондарев А.А. Определение теплопроводности твердосплавного режущего инструмента с многослойными износостойкими покрытиями // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 97–105. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-97-105.

Введение

Выходные параметры процесса резания, в частности качество обработанной поверхности, в значительной степени определяются характером протекания процессов стружкообразования

и контактного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материала. В свою очередь, процессы стружкообразования и контактного взаимодействия зависят от теплофизических свойств контактной пары. В частности, изменения соотношения теплопроводностей обрабатываемого и инструментального материала способствуют существованию различных видов контактного взаимодействия по передней и задней поверхности режущего инструмента [1]. Смена инструментов по параметру теплопроводности

*Адрес для переписки

Ингеманссон Александр Рональдович, к.т.н., главный технолог
АО «Федеральный научно-производственный центр «Титан-Баррикады»,
пр. Ленина, б/н
400071, г. Волгоград, Россия
Тел.: +7 (8442) 74-90-74, e-mail: aleing@yandex.ru

при неизменности обрабатываемого материала приводит к получению различного качества обработанной поверхности, в частности, по параметру шероховатости.

Адаптивное управление процессом резания для современного автоматизированного оборудования с ЧПУ позволяет обеспечивать надежность выходных параметров обработки. Разработка математических моделей для управления процессом резания, учитывающих теплопроводность инструментального материала, является необходимым условием реализации возможностей адаптивного управления современным оборудованием в цифровых производственных системах (ЦПС) для механической обработки. Кроме этого указанные математические модели необходимы для нужд технологического проектирования при подготовке производства.

На сегодняшний день твердые сплавы являются основным инструментальным материалом для лезвийной обработки конструкционных углеродистых, легированных и коррозионно-стойких сталей. В литературе достаточно информации о значениях коэффициента теплопроводности λ , Вт/(м · К) отечественных непокрытых твердых сплавов [1]. Кроме этого некоторые иностранные производители указывают значения коэффициента теплопроводности для некоторых непокрытых твердых сплавов в каталогах [2]. При этом основной объем современного твердосплавного инструмента выпускается с износостойкими покрытиями. Однако на сегодняшний день отсутствует комплекс информации о теплопроводности инструментов с многослойными покрытиями для обработки различных материалов, для различных условий обработки и способов нанесения покрытия. Данная проблема представляет собой ограничивающий фактор в разработке надежных математических моделей для технологической подготовки производства и управления выходными параметрами процесса резания. Поэтому анализ теплофизических свойств современных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями и выдача практических рекомендаций являются актуальной научно-практической задачей.

В связи с этим цель настоящей работы заключается в определении величин теплопроводности современных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями для последую-

щего использования при построении математических моделей, связывающих режимы и условия обработки с действующими силами резания и выходным параметром обработки – шероховатостью обработанной поверхности.

Для достижения указанной цели необходимо решить следующие задачи. Во-первых, выполнить анализ наиболее широко применяемых в производственной практике и серийно выпускаемых многослойных износостойких покрытий на твердосплавный режущий инструмент в зависимости от способов нанесения покрытия, видов и условий операций механической обработки и обрабатываемых материалов. Во-вторых, выполнить расчет коэффициентов теплопроводности современных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями.

Методика исследований

Для решения указанной проблемы в первую очередь выполнено изучение и систематизация информации о химическом составе и конструкциях многослойных покрытий исходя из способа нанесения покрытия, режимов и условий механической обработки и обрабатываемых материалов. Для анализа использовались работы отечественных и зарубежных исследователей [2–7; 15–20], а также справочная информация от ведущих мировых производителей лезвийного инструмента, в том числе компаний «Korloy» (Ю. Корея) [2], «Sandvik Coromant» (Швеция) [8–10], «Widia» (Германия) [11] и др.

В качестве основы для современных режущих пластин с износостойкими покрытиями в основном используются вольфрамокобальтовые, вольфрамотитанокобальтовые и вольфрамтитанотанталокобальтовые твердые сплавы. Процентное содержание карбидов и связки определяется условиями механической обработки с увеличением прочности на изгиб за счет увеличения содержания кобальта для предварительных операций. В настоящей работе исходя из анализа данных по процентному содержанию химических соединений в описанных современных твердых сплавах [1; 5; 8–12]; для последующих расчетов теплопроводности сменных многогранных пластин (СМП) с износостойкими покрытиями установлены и приняты значения теплопроводности λ твердосплавной основы в

зависимости от группы обрабатываемого материала и вида обработки, которые приведены в табл. 1.

Покрyтия наносятся способами физического осаждения из паровой фазы (physical vapor deposition, PVD) и химического осаждения из паровой фазы (chemical vapor deposition, CVD). Покрyтия, нанесенные химическим осаждением, отличаются большей износостойкостью. При этом покрyтия, нанесенные физическим осаждением, отличаются большей прочностью и меньшей толщиной, что определяет остроту режущих кромок. Это особенно важно для прецизионной и мелкоразмерной обработки. Толщина PVD-покрyтий варьируется в диапазоне 2...6 мкм, толщина CVD-покрyтий – 4...20 мкм. В качестве обрабатываемых материалов рассмотрены конструкционные углеродистые и легированные стали – группа «Р» согласно международному стандарту ISO и коррозионно-стойкие – группа «М». В табл. 2 приведены сведения, полученные в результате анализа информации о наиболее часто используемых структурах покрyтий для групп обрабатываемых материалов, способах нанесения покрyтия, условий обработки согласно ISO и соответствующих толщинах покрyтий. Наиболее широко применяемыми в производственной практике и серийно выпускаемыми многослойными покрyтиями являются следующие. Для CVD-покрyтий – комбинация: твердосплавная основа–TiCN–Al₂O₃–TiN (см. рисунок, а). Для PVD-покрyтий – комбинация: твердосплавная основа–TiAlN–TiN (см. рисунок, б).

Из табл. 2 видно, что по мере перехода от предварительных нагруженных операций механической обработки (вид обработки соглас-

но ISO «35», «25») к чистовым (вид обработки «05») толщина покрyтия увеличивается с целью противодействия диффузионному изнашиванию на высоких скоростях резания и тем самым повышению износостойкости пластины. Кроме этого для обработки коррозионно-стойких сталей (группа М) применяются CVD-покрyтия меньшей толщины, чем для обработки конструкционных углеродистых и легированных сталей (группа Р). Для последующих расчетов теплопроводности инструментов с многослойными покрyтиями были проанализированы сведения об объемной доле каждого слоя относительно общей толщины покрyтия. Анализ показал, что для задач расчета теплопроводности инструментов с многослойными покрyтиями с достаточной точностью следует принять следующие соотношения. Объемное отношение слоев для CVD-покрyтий: TiCN – 50 %; Al₂O₃ – 40 %; TiN – 10 %; для PVD-покрyтий: TiAlN – 70 %; TiN – 30 %.

В работе [6] для задачи построения математической модели для определения длины контакта между инструментом и стружкой применено понятие так называемой «эффективной теплопроводности режущего инструмента». Для построения модели использована схема резания, представляющая собой по сути условную схему резания. Понятие эффективной теплопроводности подразумевает интегральную характеристику, учитывающую влияние теплопроводности и толщины индивидуальных слоев на общую теплопроводность многослойного износостойкого покрyтия на режущем инструменте. Авторами работы [6] использована методика расчета теплопроводности многослойного покрyтия,

Таблица 1

Table 1

Теплопроводность твердосплавной основы в зависимости от группы обрабатываемого материала и вида обработки

Thermal conductivity of cemented carbide substrate according to machined material group and type of machining

Группа обрабатываемого материала и вид обработки по ISO / ISO material group and type of machining	P01–P05	P10–P20	P25–P40	M05–M20	M25–M35
Теплопроводность твердосплавной основы λ , Вт/(м · К) / Cemented carbide substrate thermal conductivity λ (W/m · K)	23	27	41	50	52

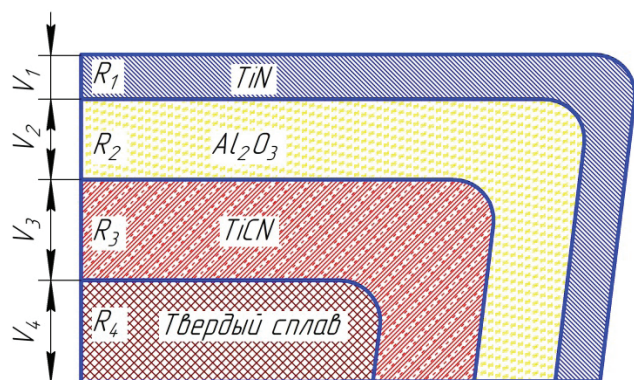
Таблица 2

Table 2

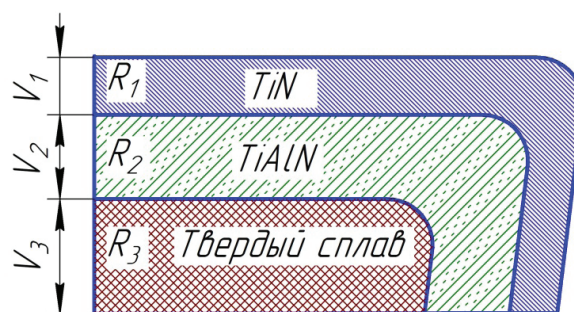
Характеристики современных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями

Characteristics of modern carbide tools with wear-resistant coatings

Группа обрабатываемого материала по ISO / ISO material group	Тип покрытия / coating type	Структура покрытия / coating structure	Вид обработки по ISO / Type of machining by ISO	Толщина покрытия, мкм / Coating thickness, μm	Теплопроводность покрытия λ , Вт/(м · К) / Coating thermal conductivity λ (W/m · K)
P	CVD	TiCN– Al_2O_3 –TiN	05	22	30,2
			15	18	31,1
			25	16	34,3
			35	14	34,5
	PVD	TiAlN–TiN	15	9,5	39,4
			25	8	48,4
			35	8	48,4
M	CVD	TiCN– Al_2O_3 –TiN	15	9,5	38,1
			25	9,5	38,6
	PVD	TiAlN–TiN	05	8	54,2
			15	8	54,2
			25	8	55,3



a



b

Схема режущего инструмента с многослойным покрытием, нанесенным CVD-способом (a) и PVD-способом (b)

Scheme of a cutting tool with multilayer coating made by CVD method (a) and PVD method (b)

соответствующая используемой в настоящей работе. Необходимо отметить следующее. Для учета теплопроводности твердосплавной основы при расчете теплопроводности инструмента с многослойным покрытием использование значения полной толщины твердосплавной СМП является нецелесообразным. Это связано с тем, что несравнимо большая толщина основы, исчисляемая в миллиметрах, по сравнению с тол-

щиной покрытия, исчисляемой в микрометрах, при расчете общей теплопроводности полностью нивелирует влияние покрытия. Данное положение находит подтверждение в работе [6]. В указанном исследовании при расчетах толщину твердосплавной основы принимали равной толщине покрытия. Кроме того, авторами [6] были получены величины теплопроводности инструментов с несколькими основными вида-

ми многослойных покрытий. Однако для задач построения математических моделей для технологической подготовки производства и адаптивного управления в ЦПС необходимо учитывать изменение общей толщины покрытия при смене видов обработки – от предварительной к чистовой. Определение фиксированного значения теплопроводности конкретного вида покрытия без учета изменения толщины покрытия при смене вида обработки оказывается недостаточным. При переходе к чистовой обработке толщина используемого многослойного покрытия растет и, следовательно, изменяется теплопроводность инструмента. Поэтому в настоящей работе с целью учета влияния вида обработки и толщины многослойного покрытия на теплофизические процессы при резании толщина твердосплавной основы принимается фиксированной при изменении толщины многослойного покрытия и равной практически минимальной возможной толщине покрытия, т. е. 4 мкм.

Результаты и их обсуждение

На следующем этапе выполнен расчет, описанный ниже, значений коэффициентов теплопроводности твердосплавных инструментов с многослойными покрытиями для последующего использования при разработке математических моделей для технологической подготовки производства и управления выходными параметрами процесса резания.

Тепловое сопротивление материала R определяется зависимостью [13]

$$R = \frac{1}{\lambda}. \quad (1)$$

Тепловое сопротивление режущего инструмента с многослойным покрытием рассчитывается согласно методике определения теплопроводности слоистых материалов [14] и выражается следующей зависимостью:

$$R_o V_o = (R_n V_n) + (R_m V_m) + (R_x V_x), \quad (2)$$

где R_o – общее тепловое сопротивление режущего инструмента с многослойным покрытием; R_n , R_m , R_x – тепловое сопротивление твердосплавной основы и каждого слоя покрытия (количество слоев покрытий, наносимых на основу, изменяется с учетом вида обработки и способа нане-

сения покрытия), V_o – общая толщина основы с покрытием; V_n , V_m , V_x – толщина твердосплавной основы и каждого слоя покрытия соответственно.

Значения коэффициента теплопроводности основы для описанных современных твердых сплавов были приведены в работе ранее. Информация о величинах коэффициентов теплопроводности химических соединений, соответствующих каждому слою покрытий, представлена в достаточном объеме в литературе [2–7]. Объемное соотношение, толщина основы и каждого из слоев покрытий были установлены в работе ранее. Следовательно, в формуле (2) остается неизвестным только искомое значение общей теплопроводности режущего инструмента с покрытием $\lambda_o \left(\lambda_o = \frac{1}{R_o} \right)$.

Приведем частный случай расчета теплопроводности для пластины с CVD-типом покрытия, структурой «твердосплавная основа–TiCN–Al₂O₃–TiN», предназначенной по группе обрабатываемости для чистовой обработки, т. е. согласно ISO – P05 (см. табл. 2).

Тепловое сопротивление пластины рассчитывается по формуле

$$R_o = \frac{(R_{\text{TiCN}} V_{\text{TiCN}}) + (R_{\text{Al}_2\text{O}_3} V_{\text{Al}_2\text{O}_3}) + (R_{\text{TiN}} V_{\text{TiN}}) + (R_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}} V_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}})}{V_o}.$$

В связи с тем, что коэффициент теплопроводности λ является величиной, обратной тепловому сопротивлению $R \left(\lambda_o = \frac{1}{R_o} \right)$, то

$$\begin{aligned} \lambda_o = \frac{1}{R_o} &= \frac{1}{(R_{\text{TiCN}} V_{\text{TiCN}}) + (R_{\text{Al}_2\text{O}_3} V_{\text{Al}_2\text{O}_3}) + (R_{\text{TiN}} V_{\text{TiN}}) + (R_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}} V_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}})} = \\ &= \frac{V_o}{(R_{\text{TiCN}} V_{\text{TiCN}}) + (R_{\text{Al}_2\text{O}_3} V_{\text{Al}_2\text{O}_3}) + (R_{\text{TiN}} V_{\text{TiN}}) + (R_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}} V_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН.}})}. \end{aligned}$$

В табл. 3 приведены объемные соотношения (толщины) и коэффициенты теплопроводности каждого из химических соединений по отдельности, использованных в примере расчета [2–7]. Значение теплового сопротивления каждого из

Таблица 3

Table 3

Характеристики химических соединений, использованных в примере расчета

Characteristics of chemical compounds which in the calculation example were used

Химическое соединение/ Chemical compound	Коэффициент теплопроводности λ (Вт/м · К)/ Thermal conductivity λ (W/m · K)	Тепловое сопротивление $R = 1/\lambda$ Thermal resistance	Толщина, мкм/ Thickness, μm
TiCN	36,5	0,0274	9
Al ₂ O ₃	29,28	0,0342	7,2
TiN	29,28	0,0342	1,8
Твердосплавная основа/ Cemented carbide substrate	23	0,0434	4

Вывод

слоев рассчитывается с использованием формулы (1). Общая толщина твердого сплава с многослойным покрытием рассчитывается как сумма всех составляющих толщин расчетного образца. Значения толщин многослойных покрытий, нанесенных способом CVD, объемное соотношение слоев и толщина твердосплавной основы зафиксированы в работе ранее. Следовательно, общая расчетная толщина инструментального материала

$$V_o = V_{\text{TiCN}} + V_{\text{Al}_2\text{O}_3} + V_{\text{TiN}} + V_{\text{TiN}} + V_{\text{ТВ.СПЛ.ОСН}} = \\ = 9 + 7,2 + 1,8 + 4 = 22 \text{ мкм.}$$

Таким образом, все значения расчетной формулы известны, следовательно, значение коэффициента теплопроводности для твердосплавной пластины с CVD-типом покрытия, структурой «твердосплавная основа–TiCN–Al₂O₃–TiN», предназначенной по группе обрабатываемости, согласно ISO – P05 будет равно

$$\lambda_o = \frac{22}{(0,0274 \cdot 9) + (0,0342 \cdot 7,2) + \\ + (0,0342 \cdot 1,8) + (0,0434 \cdot 4)} = \\ = \frac{22}{(0,2466) + (0,24624) + (0,06156) + (0,1736)} = \\ = \frac{22}{0,728} = 30,2 \text{ Вт/(м · К)}$$

Результаты расчетов приведены в табл. 2.

Таким образом, выполнен анализ наиболее широко применяемых в производственной практике и серийно выпускаемых твердосплавных режущих инструментов с многослойными износостойкими покрытиями и получены значения коэффициентов теплопроводности для этих инструментов. Коэффициент теплопроводности отражает теплофизические свойства инструментального материала, контактирующего с обрабатываемым. Полученные значения предназначены для использования при построении математических моделей, связывающих режимы и условия обработки с действующими силами резания и выходным параметром обработки – шероховатостью обработанной поверхности. Разработанные на основе этих данных модели планируется использовать при технологической подготовке производства при расчете стартовых и уточненных режимов резания в зависимости от вида обработки, свойств обрабатываемого материала и применяемых инструментов, а также для адаптивного управления современным металлорежущим оборудованием с ЧПУ в ЦПС для механической обработки.

Список литературы

1. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента. – М.: Машиностроение, 1992. – 240 с. – ISBN 5-217-01857-7.
2. Korloy. Metal cutting tools: catalogue. – South Korea: Korloy Publ., 2017. – P. 1060.

3. Верещака А.С., Третьяков И.П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1986. – 192 с.

4. Табаков В.П., Чихранов А.В. Износостойкие покрытия режущего инструмента, работающего в условиях непрерывного резания. – Ульяновск: УлГТУ, 2007. – 255 с. – ISBN 5-89146-710-0.

5. Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания / В.Н. Андреев, Г.В. Боровский, В.Г. Боровский, С.Н. Григорьев; под ред. В.А. Гречишников. – М.: Машиностроение, 2010. – 480 с. – ISBN 978-5-94275-571-1.

6. Balaji A.K., Mohan V.S. An «effective cutting tool thermal conductivity» based model for tool-chip contact in machining with multi-layer coated cutting tools // *Machining Science and Technology*. – 2002. – Vol. 6, iss. 3. – P. 415–436. – DOI: 10.1081/MST-120016254.

7. Uzun I., Aslantas K. Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer tools // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2011. – Vol. 54, iss. 9–12. – P. 899–910. – DOI: 10.1007/s00170-010-3012-9.

8. Sandvik Coromant machining work manual: guide. – Sweden: Elanders Publ., 2010. – 803 p.

9. Sandvik Coromant technology of metal cutting: guideline. – Sweden: Elanders Publ., 2009. – 359 p.

10. Sadik M.I. An introduction to cutting tools materials and applications. – Sweden: Elanders Publ., 2013. – 208 p. – ISBN 978-91-637-4920-9.

11. Widia. Turning tool: catalogue. – Germany: Widia Publ., 2017. – 657 p.

12. Быков Ю.М. Исследование закономерностей износа твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями с целью повышения его работоспособности: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Волгоград, 1983. – 253 с.

13. Постников В.С. Физика и химия твердого состояния. – М.: Металлургия, 1978. – 544 с.

14. Исследование теплопроводности биметаллических соединений из однородных и разнородных сталей / Л.М. Гуревич, Ю.П. Трыков, Д.В. Проничев,

А.Э. Петров // *Известия ВолгГТУ. Серия «Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении»*. – 2009. – № 11, вып. 3. – С. 31–35.

15. Effect of adhesion and tribological properties of modified composite nanostructured multi-layer nitride coatings on WC-Co tools life / A.A. Vereshaka, N. Sitnikov, A. Batako, M. Migranov, A. Aksenenko, S. Shevchenko, C. Sotova, A. Andreev // *Tribology International*. – 2018. – Vol. 128. – P. 313–327. – DOI: 10.1016/j.triboint.2018.07.039.

16. Working efficiency of cutting tools with multilayer nano-structured Ti-TiCN-(Ti,Al)CN and Ti-TiCN-(Ti,Al,Cr)CN coatings: analysis of cutting properties, wear mechanism and diffusion processes / A.A. Vereshaka, N. Sitnikov, A. Batako, G. Oganyan // *Surface and Coatings Technology*. – 2017. – Vol. 332. – P. 198–213. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2017.10.027.

17. Investigation of wear and diffusion processes on rake faces of carbide inserts with Ti-TiN-(Ti,Al,Si)N composite nanostructured coating / A.A. Vereshaka, N. Sitnikov, G. Oganyan, I. Sadov, Yu. Bublikov, C. Sotova // *Wear*. – 2018. – Vol. 416–417. – P. 72–80. – DOI: 10.31145/1999-513x-2017-7-59-65.

18. Influence of thickness of multilayer composite nano-structured coating Ti-TiN-(Ti,Al,Cr)N on tool life of metal-cutting tool / A.A. Vereshaka, N. Sitnikov, G. Oganyan, C. Sotova, S. Grigoriev // *Procedia CIRP*. – 2018. – Vol. 77. – P. 545–548. – DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.237.

19. Klocke E.h.F. Cutting materials, tools and coolants for machining with geometrically defined cutting edges / WZL. Fraunhofer IPT. – URL: http://www1.dicci.unipi.it/Valentini_Renzo/es%20Metallurgia%20Meccanica/utensili.pdf (accessed: 12.08.2019).

20. Improvement of wear performance of nano-multilayer PVD coatings under dry hard end milling conditions based on their architectural development C. Shahereen, B.D. Beake, K. Yamamoto, B. Bose, M. Aguirre, G.S. Fox-Rabinovich, S.C. Veldhuis // *Coatings*. – 2018. – Vol. 8, iss. 2. – P. 59. – DOI: 10.3390/coatings8020059.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Definition of Thermal Conductivity of Cemented Carbide Cutting Tools with Multilayer Wear-Resistant Coatings

Alexander Ingemansson^{1, a, *}, Alexander Bondarev^{2, b}

¹ JSC «Federal Scientific and production center «Titan-Barricady», Lenin av., w/n, Volgograd, 400071, Russian Federation

² Volgograd State Technical University, 28 Lenin avenue, Volgograd, 400005, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-7963-393X>, aleing@yandex.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-0645-5634>, alexander_bondarev@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 21 May 2019

Revised: 05 June 2019

Accepted: 15 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Cemented carbide tools
Multilayer coatings
Thermal conductivity
Mathematical models
Digital production systems

ABSTRACT

Introduction. The output parameters of cutting process, particularly the quality of machined surface, are largely determined by the character of chip-forming processes and contact interaction of parts and tool materials. Adaptive cutting process control for modern automated CNC machinery allows ensuring the reliability of the output processing parameters. The development of mathematical models, which take into account the thermal conductivity of tool materials, is the necessary condition for realizing the possibilities of adaptive control of modern equipment in digital production systems (DPS) for machining operation. Cemented carbides are the main tool materials for edge cutting of carbon, alloyed and stainless steels. At the same time, there is currently no complex of information on the thermal conductivity of instruments with multilayer coatings for machining operation of various materials, for various processing conditions and methods for applying coatings. This problem is a limiting factor for the development of reliable mathematical models for technological preparation of production and control of the output parameters of the cutting process. Therefore, the analysis of thermal and physical properties of modern cemented carbide tools with wear-resistant coatings and offering of practical recommendations are the up-to-date scientific and practical task. **The purpose of the work** is to define a value of thermal conductivity of modern cemented carbide tools with wear-resistant coatings for subsequent use in development of mathematical models linking the modes and processing conditions with the current cutting forces and the output processing parameter – the surface roughness. **The research methods** are: the analysis and systematization of information on the chemical composition and designs of multilayer coatings based on the method of coating, modes and conditions of machining and materials to be machined, as well as determining the thermal conductivity coefficients of hard-alloy tools with coatings by the calculation method. **The results and discussion.** Based on the analysis and calculations, the most widely used in manufacturing practice values of thermal conductivity coefficients for cutting tools with multilayer coatings are obtained. These values are intended for use in the development of mathematical models that link the modes and processing conditions with the output processing parameters and are based on the consideration of thermal and physical processes during cutting. The models developed on the basis of these data are planned to be used for the technological preparation of production and the adaptive control of modern equipment in the DSP for machining.

For citation: Ingemansson A.R., Bondarev A.A. Definition of thermal conductivity of cemented carbide cutting tools with multilayer wear-resistant coatings. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp.97–105. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-97-105. (In Russian).

References

1. Talantov N.V. *Fizicheskie osnovy protsessa rezaniya, iznashivaniya i razrusheniya instrumenta* [Physical fundamentals of cutting, wear and destruction of the tool]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1992. 240 p. ISBN 5-217-01857-7.
2. Korloy. *Metal cutting tools: catalogue*. South Korea, Korloy Publ., 2017, p. 1060.

* Corresponding author

Ingemansson Alexander R., Ph.D. (Engineering), Head
of Technological department
JSC «Federal Scientific and production center «Titan-Barricady»
Lenin av., w/n,
400071, Volgograd, Russian Federation
Tel.: +7 (8442) 74-90-74, e-mail: aleing@yandex.ru

3. Vereshchaka A.S., Tret'yakov I.P. *Rezhushchie instrumenty s iznosostoikimi pokrytiyami* [Wear resistant cutting tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1986. 192 p.
4. Tabakov V.P., Chikhranov A.V. *Iznosostoikie pokrytiya rezhushchego instrumenta, rabotayushchego v usloviyakh nepreryvnogo rezaniya* [Wear resistant coatings of cutting tools operating in continuous cutting condition]. Ulyanovsk, Ulyanovsk State Technical University Publ., 2007. 255 p. ISBN 5-89146-710-0.
5. Andreev V.N., Borovskii G.V., Borovskii V.G., Grigor'ev S.N. *Instrument dlya vysokoproizvoditel'nogo i ekologicheskogo chistogo rezaniya* [Tool for high-performance and environmentally friendly cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2010. 480 p. ISBN 978-5-94275-571-1.
6. Balaji A.K., Mohan V.S. An «effective cutting tool thermal conductivity» based model for tool-chip contact in machining with multi-layer coated cutting tools. *Machining Science and Technology*, 2002, vol. 6, iss. 3, pp. 415–436. DOI: 10.1081/MST-120016254.
7. Ucun I., Aslantas K. Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2011, vol. 54, iss. 9–12, pp. 899–910. DOI: 10.1007/s00170-010-3012-9.
8. *Sandvik Coromant machining work manual: guide*. Sweden, Elanders Publ., 2010. 803 p.
9. *Sandvik Coromant technology of metal cutting: guideline*. Sweden, Elanders Publ., 2009. 359 p.
10. Sadik M.I. *An introduction to cutting tools materials and applications*. Sweden, Elanders Publ., 2013. 208 p. ISBN 978-91-637-4920-9.
11. *Widia. Turning tool: catalogue*. Germany, Widia Publ., 2017. 657 p.
12. Bykov Yu.M. *Issledovanie zakonornostei iznosa tverdosplavnogo instrumenta s iznosostoikimi pokrytiyami s tsel'yu povysheniya ego rabotosposobnosti*. Diss. kand. tekhn. nauk [Study of the wear patterns of carbide tools with wear-resistant coatings in order to increase its efficiency. PhD eng. sci. diss.]. Volgograd, 1983. 253 p.
13. Postnikov V.S. *Fizika i khimiya tverdogo sostoyaniya* [Solid state physics and chemistry]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1978. 544 p.
14. Gurevich L.M., Trykov Yu.P., Pronichev D.V., Petrov A.E. Issledovanie teploprovodnosti bimetallicheskih soedinenii iz odnorodnykh i raznorodnykh stalei [Thermal conductivity investigation of bimetallic compounds from homogeneous and dissimilar steels] *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Seriya «Problemy materialovedeniya, svarki i prochnosti v mashinostroyeniye» = Izvestia of Volgograd State Technical University. Series «Problems of materials science, welding and strength in mechanical engineering»*, 2009, no. 11, iss. 3, pp. 31–35.
15. Vereshaka A.A., Sitnikov N., Batako A., Migranov M., Aksenenko A., Shevchenko S., Sotova C., Andreev A. Effect of adhesion and tribological properties of modified composite nanostructured multi-layer nitride coatings on WC-Co tools life. *Tribology International*, 2018, vol. 128, pp. 313–327. DOI: 10.1016/j.triboint.2018.07.039.
16. Vereshaka A.A., Sitnikov N., Batako A., Oganyan G. Working efficiency of cutting tools with multilayer nano-structured Ti-TiCN-(Ti,Al)CN and Ti-TiCN-(Ti,Al,Cr)CN coatings: analysis of cutting properties, wear mechanism and diffusion processes. *Surface and Coatings Technology*, 2017, vol. 332, pp. 198–213. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2017.10.027.
17. Vereshaka A.A., Sitnikov N., Sadov I., Bublikov Yu., Sotova C. Investigation of wear and diffusion processes on rake faces of carbide inserts with Ti-TiN-(Ti,Al,Si)N composite nanostructured coating. *Wear*, 2018, vol. 416–417, pp. 72–80. DOI: 10.31145/1999-513x-2017-7-59-65.
18. Vereshaka A.A., Sitnikov N., Oganyan G., Sotova C., Grigoriev S. Influence of thickness of multilayer composite nano-structured coating Ti-TiN-(Ti,Al,Cr)N on tool life of metal-cutting tool. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 77, pp. 545–548. DOI: 10.1016/j.procir.2018.08.237.
19. Klocke E.h.F. *Cutting materials, tools and coolants for machining with geometrically defined cutting edges*. WZL. Fraunhofer IPT. Available at: http://www1.diccism.unipi.it/Valentini_Renzo/es%20Metallurgia%20Meccanica/utensili.pdf (accessed 12.08.2019).
20. Shahereen C., Beake B.D., Yamamoto K., Bose B., Aguirre M., Fox-Rabinovich G.S., Veldhuis S. Improvement of wear performance of nano-multilayer pvd coatings under dry hard end milling conditions based on their architectural development. *Coatings*, 2018, vol. 8, iss. 2, p. 59. DOI: 10.3390/coatings8020059.

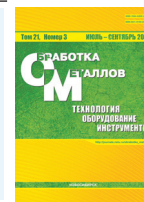
Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

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



Определение эффективного коэффициента диффузии вакансий в ультрадисперсном электролитическом железе и его влияние на режимы термической обработки

Анатолий Венедиктов ^{a, *}, Виктор Овсянников ^b, Николай Венедиктов ^c

Тюменский индустриальный университет, ул. Володарского, 38, г. Тюмень, 625000, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-6899-4297>,  annattoliy@gmail.com, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-7193-7197>,  vik9800@mail.ru,
^c  <https://orcid.org/0000-0001-6175-7312>,  venediktovan@tyuiu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 620.22

История статьи:

Поступила: 18 июня 2019
 Рецензирование: 05 июля 2019
 Принята к печати: 15 июля 2019
 Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Электролитическое железо
 Ультрадисперсные покрытия
 Диффузия
 Коэффициент диффузии
 Отжиг
 Старение
 Межзеренная диффузия
 Вакансии
 Дислокации
 Гальванические покрытия

АННОТАЦИЯ

Введение. Электролитическое железнение широко применяется для повышения износостойкости и твердости поверхности, а также для восстановления изношенных деталей машин, однако свойства гальванических покрытий в ходе эксплуатации могут изменяться, и даже длительное старение не приводит к стабилизации свойств. Сокращение времени стабилизации достигается термической обработкой, расчет режимов которой для ультрадисперсных покрытий целесообразно проводить, основываясь на законах диффузии точечных дефектов. **Цель работы.** Рассчитать эффективный коэффициент диффузии, учитывающий зернограничную диффузию в ультрадисперсном электролитическом железе и на основании его найти режимы термической обработки, необходимые для стабилизации свойств покрытий. **Методы исследования.** Применялись: растровая и просвечивающая электронная микроскопия – для изучения зеренной структуры и межзеренных границ; термодинамические расчеты – для нахождения коэффициентов диффузии; программа *Comsol Multiphysics* – для определения температуры и времени, необходимых для стабилизации свойств железа. **Результаты и обсуждения.** Получено выражение для определения коэффициента эффективной диффузии для электролитического ультрадисперсного железа, учитывающее влияние межзеренных границ. Термодинамические расчеты показали, что по сравнению с объемным эффективным коэффициентом диффузии может быть на два порядка выше и во многом определяется размером зерна. Методом микроструктурного анализа установлены режимы получения ультрадисперсного покрытия с большой долей межзеренных границ и экспериментально подтверждено, что вклад зернограничной диффузии имеет смысл учитывать при размерах зерен менее 100 нм, которые соответствуют жестким режимам осаждения покрытий. Компьютерное моделирование показало, что температура отжига ультрадисперсных железных покрытий может быть снижена на 50 °С по сравнению с ранее известными данными.

Для цитирования: Венедиктов А.Н., Овсянников В.Е., Венедиктов Н.Л. Определение эффективного коэффициента диффузии вакансий в ультрадисперсном электролитическом железе и его влияние на режимы термической обработки // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 106–114. – DOI:10.17212/1994-6309-2019-21.3-106-114.

Введение

Электролитическое железнение широко применяется для повышения износостойкости и твердости поверхности, а также для восстановления изношенных деталей машин.

Вместе с тем известно, что свойства гальванических покрытий в ходе эксплуатации могут

изменяться и оказывать влияние на работоспособность всего изделия.

В работах [1, 2] показано, что изменение свойств при старении электроосажденного железа обусловлено миграционными процессами вакансий [3], избыточная концентрация которых фиксируется после электроосаждения [4, 5].

В то же время старение даже в течение 3000 ч не приводит к стабилизации свойств [6]. Сокращение времени стабилизации свойств до приемлемого на практике достигается отжигом при температурах, обеспечивающих протекание диффузионных процессов [7]. Последние, в

*Адрес для переписки

Венедиктов Анатолий Николаевич, к.т.н., доцент
 Тюменский индустриальный университет,
 ул. Володарского, 38,
 625000, г. Тюмень, Россия
 Тел.: +7 (904) 490-29-20, e-mail: annattoliy@gmail.com

свою очередь, существенным образом определяют эксплуатационные свойства покрытий.

В работе [8] выполнены термодинамические расчеты, позволяющие назначить режимы термообработки, но они сделаны с тем допущением, что покрытие после ее получения имеет однородную дислокационную структуру, а коэффициент диффузии не зависит от структурных особенностей и имеет одинаковое значение по всему объему. Тем не менее полученные режимы хорошо себя зарекомендовали применительно к однослойным покрытиям из чистых металлов с относительно крупным размером зерна.

Вместе с тем на практике часто используются двух- и многослойные электролитические покрытия, а также неоднородные покрытия, полученные на нестационарных режимах электролиза. Кроме того, стремясь получить покрытия с улучшенными механическими свойствами, осаждают ультрадисперсные покрытия, характеризующиеся очень малым размером зерна.

Особое влияние в ультрадисперсных покрытиях имеет диффузия, сосредоточенная в узких зонах на границах зерен с различной кристаллографической ориентацией [10, 11, 12], диффузионный перенос по которым протекает значительно быстрее, чем в объеме кристалла [5, 13, 14].

Известно, что в электроосажденных металлах с высокодисперсной структурой проявляется размерный эффект, характеризующийся резким увеличением концентрации вакансий [9], активно участвующих в процессах диффузии в послеэлектролизный период.

Расчет режимов термообработки, напрямую связанных с диффузией, для ультрадисперсных покрытий целесообразно проводить численными методами с использованием компьютерных программ, основываясь на законах диффузии точечных дефектов.

В этом случае становится актуальным вопрос нахождения эффективного коэффициента диффузии вакансий, учитывающего зеренную структуру покрытия.

В настоящей работе сделана попытка найти эффективный коэффициент диффузии для ультрадисперсного железного покрытия, полученного электролитически, и показана его зависимость от режимов осаждения. На основании полученных значений предложены режимы отжига.

Методика исследований

В качестве объекта исследования были выбраны электролитические покрытия железом как одни из наиболее распространенных в промышленности. Условия получения серий образцов, характеризующихся различными режимами осаждения, и методика испытаний были аналогичны описанным в работе [1]. Получали по четыре образца на каждом режиме. В качестве параметра комплексной оценки режимов электроосаждения принимали отношение E/E_{lim} , где E_{lim} – перенапряжение катода, соответствующее предельной плотности тока (i_{lim}). Все режимы осаждения железа условно разделили на мягкие – при $E < 0,33E_{lim}$, жесткие – при $E > 0,66E_{lim}$, средние – при $E = (0,33 - 0,66)E_{lim}$.

Размер зерна и микроструктуру изучали с помощью растрового электронного микроскопа JEOL 6008A, готовя шлифы вдоль и поперек направления роста покрытия.

Для выявления субзеренной и ячеистой структуры использовали просвечивающий электронный микроскоп JEM 2100 с применением метода прямого просвечивания тонких металлических фольг. С этой целью покрытие отделяли от подложки химическим травлением последней.

Эффективный коэффициент диффузии вакансий находили, основываясь на законах термодинамики и ряде экспериментальных данных.

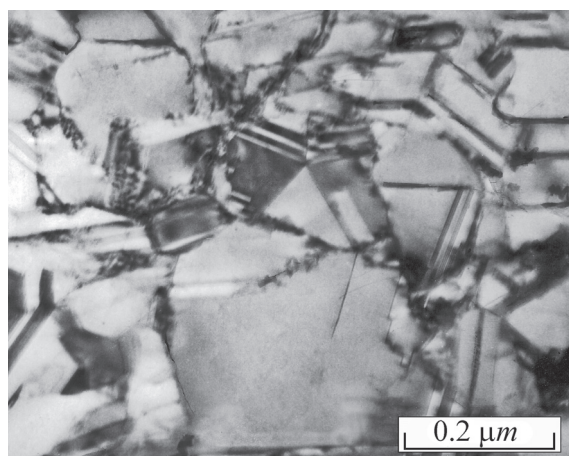
Для расчета температурно-временных параметров стабилизирующего отжига на основе полученных данных использовали программу *Comsol Multiphysics*. Расчетная модель представляла собой однородный слой железа на поверхности подложки. Решение задачи выполняли в двумерной постановке.

Все полученные данные подвергали статистической обработке с использованием программы *Mathematica* 12.

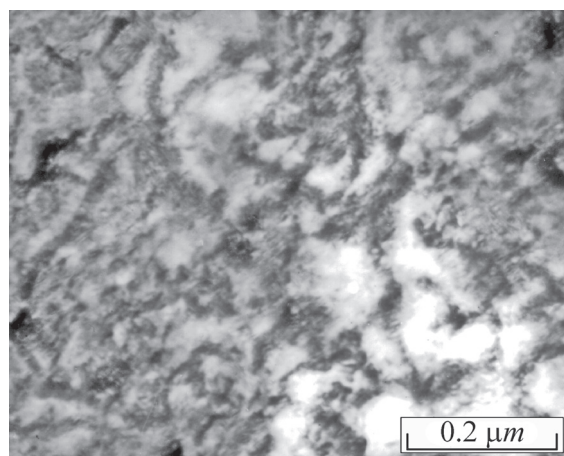
Результаты и их обсуждение

Определение размера зерна

Были получены микрофотографии структур электролитического железа, осажденного на разных режимах: на средних – при $E/E_{lim} = 0,65$ (рис. 1, а) и жестких – при $E/E_{lim} = 0,75$ (рис. 1, б). По полученным фотографиям проведены изме-



a



б

Рис. 1. Субзеренная (а) и ячеистая (б) структура электроосажденного железа

Fig. 1. Subgrain (a) and cellular (б) structure of electrodeposited iron

рения размеров зерна, результаты которых показаны на рис. 2.

Условный переход субзеренной структуры в ячеистую на графике изображен пунктирной линией.

Как видно из графика, железо имеет субзеренную структуру при осаждении на мягких и средних режимах. При перенапряжениях катода в диапазоне $(0,6 \dots 0,7)E_{lim}$ происходит изменение субзеренной структуры в ячеистую.

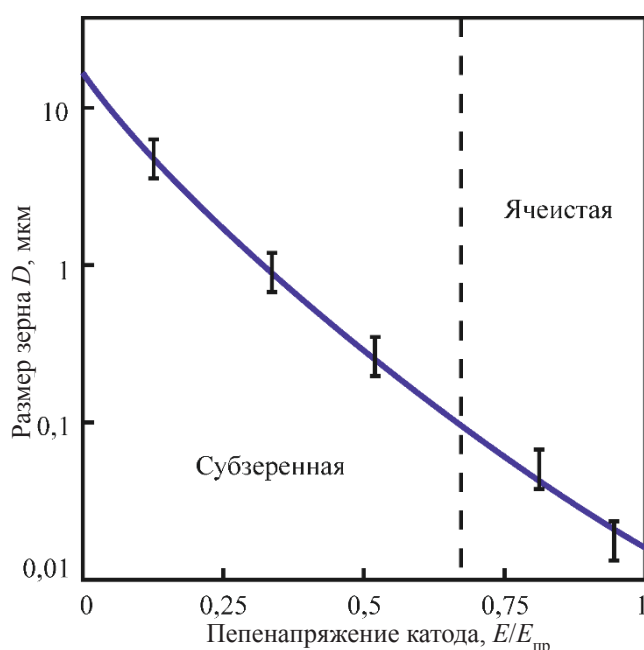


Рис. 2. Зависимость размера зерна электроосажденного железа от режимов осаждения

Fig. 2. Dependence of the grain size of electrodeposited iron on the deposition conditions

Характерной особенностью ячеистой структуры является наличие областей с низкой плотностью дислокаций, размеры которых не превышают 1 мкм, разделенными широкими границами, состоящими из дислокационных сплетений.

Полученные данные говорят о том, что значительная часть промышленно получаемых покрытий имеет ультрадисперсную структуру, где велика доля межзеренных границ.

Определение эффективного коэффициента диффузии

Для вычисления коэффициента диффузии вдоль ядра зернограницной дислокации использовали формулу

$$D = \frac{\Delta^2}{2} \nu, \quad (1)$$

где ν – частота диффузионного скачка; Δ – длина диффузионного скачка.

Величина Δ зависит от конкретного механизма смещения атомов [15]. Коэффициент $1/2$ говорит о линейном характере диффузии вдоль дислокации.

Частота диффузионных скачков связана с температурой соотношением

$$\nu = \nu_0 \exp\left(-\frac{E_{mig}}{kT}\right), \quad (2)$$

где E_{mig} – энергия миграции вакансии; ν_0 примем равным 10^{13} Гц.

Известно, что энергия миграции вакансий по межзеренным границам для металлов с ОЦК-

решеткой примерно на 40...50 % ниже, чем в объеме кристалла и зависит от угла разориентировки [16]. Энергия миграции вакансий в объеме кристалла железа, по свидетельству различных источников, составляет около 1,28 эВ [15, 17, 18].

Коэффициент диффузии вакансий выражается через коэффициент диффузии дефектов (1) следующим образом:

$$D_{vac} = DC_{eq}^{gb} f, \quad (3)$$

где C_{eq}^{gb} – равновесная концентрация вакансий в окрестности ядра зернограницной дислокации; f – коэффициент корреляции.

Фактор корреляции описывается формулой [19]

$$f = \frac{1 + \langle \cos(\Theta) \rangle}{1 - \langle \cos(\Theta) \rangle} \approx \frac{1 - 1/z}{1 + 1/z}, \quad (4)$$

где Θ – угол между направлениями предыдущего и последующего прыжков; z – число ближайших атомов, с которыми дефект может поменяться местами. Угловые скобки показывают среднее значение по всем возможным скачкам. Известные модели дают для вакансионного механизма z , равное 4–5, для границ с различной разориентировкой [16], откуда значение f примем равным 6,5.

Равновесная концентрация дефектов в объеме кристалла находится по формуле

$$C_{eq} = \exp\left(-\frac{E_{form}}{kT}\right), \quad (5)$$

где E_{form} – энергия образования дефекта.

Наиболее точные оценки, проведенные с помощью молекулярно-динамических расчетов [17], определили энергию образования вакансии в железе $E = 1,72$ эВ.

Учитывая, что диффузии подвержены исключительно атомы, находящиеся вблизи ядер дислокаций, выражение (5) примет вид

$$C_{eq}^{gb} = \exp\left(-\frac{E_{form}}{kT}\right) \frac{N_{dif}}{N}. \quad (6)$$

Здесь N_{dif} – число атомов, участвующих в диффузии; N – общее число атомов на границе зерен.

Отношение N_{dif}/N показывает концентрацию атомов на межзеренной границе, участвующих в диффузии. Отношение имеет различное зна-

чение для высоко- и малоугловых границ. По теоретическим оценкам [16] для вакансий оно может составлять от 7 до 60 %.

С учетом полученных выражений (1), (3) и (6) можем выразить коэффициент диффузии для вакансий вдоль межзеренной границы:

$$D_{gb} = D \exp\left(-\frac{E_{form}}{kT}\right) \frac{N_{dif}}{N} f. \quad (7)$$

В зависимости от кинетического режима диффузии, геометрии зерен и межзеренных границ существуют различные модели для оценки эффективного коэффициента диффузии. Их обобщенная классификация приведена в работах [20, 21].

Для грубой оценки можно использовать выражение, предложенное в [22]:

$$D_{eff}^{vac} = gD_{gb} + (1 - g)D_{bulk}, \quad (8)$$

где D_{bulk} – коэффициент диффузии вакансий в объеме кристалла; D_{gb} – коэффициент диффузии вакансий вдоль межзеренных границ. Объемная доля границ во всем кристалле $g \approx \delta / R$, где R – размер зерна, а δ – толщина межзеренной границы.

Однако согласно [23] выражение (8) хорошо описывает диффузию в поликристаллах с пластинчатой формой зерен, размеры которых преобладают по двум координатным осям. При сферической форме кристаллов лучше подходит формула Максвелла–Гарнетта [21, 24]:

$$D_{eff}^{vac} = D_{gb} \frac{(3 - 2g)D_{bulk} + 2gD_{gb}}{(3 - g)D_{gb} + gD_{bulk}}. \quad (9)$$

Электролитические покрытия могут осаждаться как с пластинчатым, так и с округлым зерном, но для ультрадисперсных покрытий отличия пластинчатой формы от сферической становятся практически незаметны. Исходя из этих соображений дальнейшие вычисления проведены на основании формулы (9).

С применением формулы (9) была проведена оценка эффективного коэффициента диффузии вакансий в поликристаллическом материале (рис. 3). При расчетах было сделано допущение, что все границы имеют одинаковую структуру, а их толщина принималась равной 1 нм.

Границы области с наиболее часто встречающимися в литературе значениями объемной

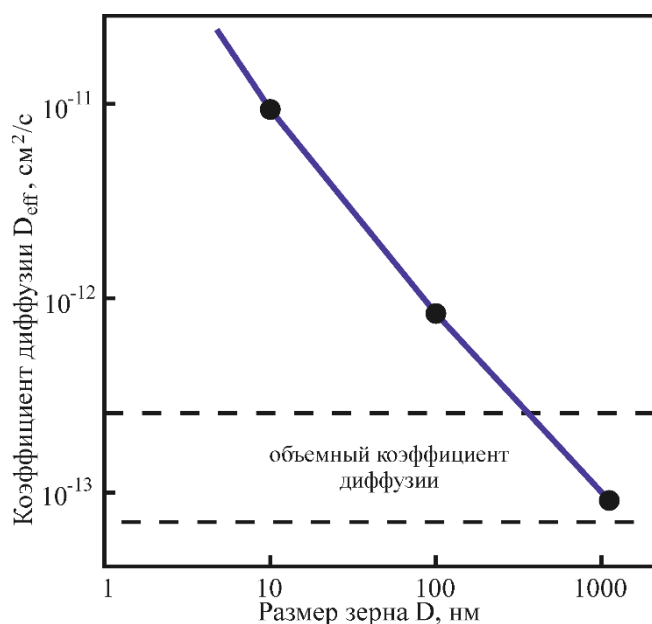


Рис. 3. Зависимость эффективного коэффициента диффузии электролитического железа от размера зерна при температуре $0,5T_{пл}$

Fig. 3. Dependence of the effective diffusion coefficient of electrolytic iron on the size of the grain at a temperature of $0,5T_{melt}$

диффузии для железа показаны на рисунке пунктирными линиями [14, 15, 18].

Из графика видно, что размер зерен существенно влияет на эффективный коэффициент диффузии в электролитическом железе, который становится на порядок больше объемного коэффициента при размере зерна около 100 нм, что часто встречается в ультрадисперсных покрытиях, осажденных на жестких режимах (рис. 2), и на два порядка выше при ячеистой структуре с размерами бездислакционных областей порядка 10 нм.

Вместе с тем эффективный коэффициент диффузии при размере зерна более 1 мкм по порядку величины равен объемному. Отсюда следует, что зернограничная диффузия не играет существенной роли при старении железа, осажденного на мягких режимах ($E < 0,33E_{lim}$).

Режимы стабилизирующего отжига

Пользуясь найденными значениями эффективного коэффициента диффузии, с помощью программы *Comsol Multiphysics* были найдены временные параметры стабилизирующего отжига для железных покрытий толщиной 1 мм.

Начальная концентрация вакансий в покрытии принималась равной $5 \cdot 10^{-3}$. Согласно работам [18, 25] это соответствует жестким режимам электроосаждения ($E > 0,66E_{lim}$).

Температурно-временные режимы стабилизирующего отжига для трех температур приведены на рис. 4. В каждом случае добивались падения концентрации вакансий до значений, когда они перестают существенно влиять на изменения свойств покрытий [13, 26]. Там же отражены теоретические расчеты, полученные ранее (рис. 4, поз. 1), не учитывающие особенностей мелкокристаллического строения, а также данные, полученные в работе [27] (рис. 4, поз. 2).

Из графика видно, что полученные температуры отжига (рис. 4, поз. 3) в среднем на 50 °C ниже найденных ранее [8]. Это подтверждает значительное влияние межзеренных границ на процессы, происходящие при отжиге.

Что касается сравнения с данными из работы [27], то к ним следует относиться с осторожно-

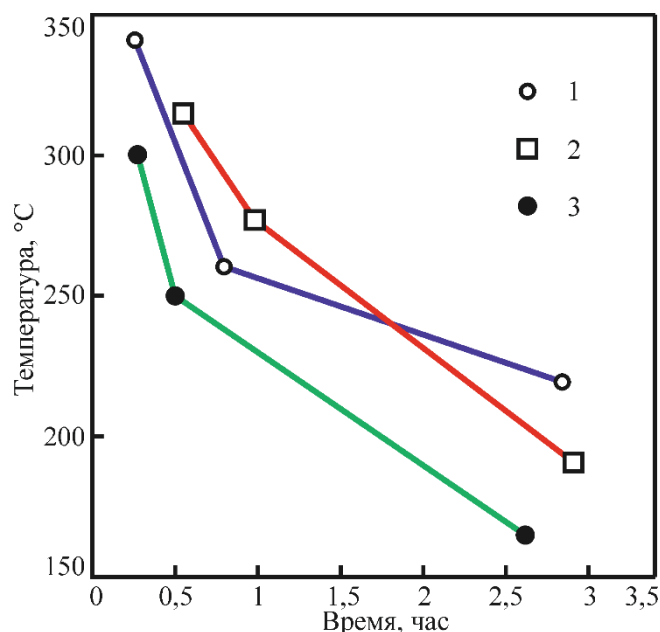


Рис. 4. Режимы термической обработки электроосажденного железа, имеющего ячеистую структуру:

1 – расчетные значения, не учитывающие межзеренного влияния; 2 – результаты исследования авторов [27]; 3 – режимы отжига, учитывающие межзеренное влияние

Fig. 4. Conditions of heat treatment of electrodeposited iron having a cellular structure:

1 – calculated values that do not take into account the intergrain influence; 2 – the results of the study [27]; 3 – annealing conditions, taking into account the intergrain influence

стью, так как не представляется возможным точно установить структурные особенности покрытий, полученных авторами.

С практической точки зрения снижение температуры отжига покрытия не позволяет развиваться более высокотемпературным процессам рекристаллизации, часто имеющим нежелательный характер [7].

Выводы

1. Получено выражение для определения коэффициента эффективной диффузии для электролитического ультрадисперсного железа, учитывающее влияние межзеренных границ.

2. Установлено, что эффективный коэффициент диффузии по сравнению с объемным может быть на два порядка выше и во многом определяется размером зерна.

3. Показано, что вклад зернограницной диффузии имеет смысл учитывать при размерах зерен менее 100 нм, что соответствует жестким режимам осаждения железа.

4. Результаты работы показали, что температура отжига ультрадисперсных железных покрытий может быть снижена на 50 °С по сравнению с ранее известными данными.

Список литературы

1. Ковенский И.М., Венедиктов А.Н. Старение и стабилизация свойств гальванических покрытий // Омский научный вестник. Серия: Приборы, машины и технологии. – 2010. – № 3. – С. 43–45.

2. Bowen A.W., Leak G.M. Diffusion in BCC iron base alloys // Metallurgical and Materials Transactions. – 1970. – Vol. 1 (10). – P. 2767–2773. – DOI: 10.1007/BF03037813.

3. Study of defect evolution by TEM with in situ ion irradiation and coordinated modeling / M. Li, M.A. Kirk, P.M. Baldo, D. Xu, B.D. Wirth // Philosophical Magazine. – 2012. – Vol. 92. – P. 2048–2078. – DOI: 10.1080/14786435.2012.662601.

4. Полукаров Ю.М. Электродные процессы и методы их изучения. – Киев: Наукова думка, 1979. – 706 с.

5. Немиров-Данченко Л.Ю., Липницкий А.Г., Кулькова С.Е. Исследование вакансий и их комплексов в металлах с ГЦК-структурой // Физика твердого тела. – 2007. – Т. 49, № 6. – С. 1026–1032.

6. Katz J.D., Pickering H.W., Bitler W.R. Low-temperature recrystallization kinetic in nickel electrode-positions // Plating and Surface Finishing. – 1980. – Vol. 67, N 11. – P. 45–49.

7. Горелик С.С., Добаткин С.В., Капуткина Л.М. Рекристаллизация металлов и сплавов. – М.: МИСиС, 2005. – 432 с.

8. Технологические параметры стабилизирующей обработки гальванических покрытий / И.М. Ковенский, В.Н. Кусков, А.Н. Венедиктов, И.А. Венедиктова, А.Г. Обухов // Омский научный вестник. – 2012. *Smith J.T.* Diffusion mechanism for the nickel-activated sintering of molybdenum // Journal of Applied Physics. – 1965. – Vol. 36. – P. 595. – DOI: 10.1063/1.1714036. – № 2. – С. 72–74.

9. Ковенский И.М., Поветкин В.В. О природе внутренних напряжений в электролитических осадках // Журнал прикладной химии. – 1989. – Т. 62, № 5. – С. 37–44.

10. Gao F., Heinisch H., Kurtz R.J. Diffusion of He interstitials in grain boundaries in α -Fe // Journal of Nuclear Materials. – 2006. – Vol. 351. – P. 133–140. – DOI: 10.1016/j.jnucmat.2006.02.015.

11. *Smith J.T.* Diffusion mechanism for the nickel-activated sintering of molybdenum // Journal of Applied Physics. – 1965. – Vol. 36. – P. 595. – DOI: 10.1063/1.1714036.

12. Shi X., Luo J. Developing grain boundary diagrams as a materials science tool: a case study of nickel-doped molybdenum // Physical review B. – 2011. – Vol. 84. – P. 014105. – DOI: 10.1103/PhysRevB.84.014105.

13. Кан Р.У., Хаазен П.Т. Физическое металловедение. В 3 т. Т. 1. Атомное строение металлов и сплавов. – Изд. 3-е, перераб. и доп. – М.: Металлургия. – 1987 г. – 640 с.

14. Глейтер Г., Чалмерс Б. Большеугловые границы зерен. – М.: Мир, 1974. – 375 с.

15. Бокштейн Б.С., Ярославцев А.Б. Диффузия атомов и ионов в твердых телах. – М.: МИСиС, 2005. – 362 с. – ISBN 5-87623-131-2.

16. Новоселов И.И., Куксин А.Ю., Янилкин А.В. Коэффициент диффузии вакансий и междоузлий вдоль межзеренных границ наклона в молибдене // Физика твердого тела. – 2014. – Т. 56, № 5. – С. 988–994.

17. Свистунов И.Н., Колокол А.С. Анализ межатомных потенциалов для моделирования вакансионной диффузии в концентрированных сплавах Fe-Cr // Компьютерные исследования и моделирование. – 2018. – Т. 10, № 1. – С. 87–101. – DOI: 10.20537/2076-7633-2018-10-1-87-101.

18. Новиков И.И. Дефекты кристаллического строения металлов. – М.: Металлургия, 1975. – 208 с.

19. Готтштайн Г. Физико-химические основы материаловедения. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2009. – 400 с.

20. *Kaur I., Mishin Y., Gust W.* Fundamentals of grain and interphase boundary diffusion. – 3rd, rev. and enl. ed. – Chichester: Wiley, 1995. – 528 p. – ISBN 978-0-471-93819-4. – DOI: 10.1016/0921-5093(96)80008-6.
21. *Mehrer H.* Diffusion in solids: fundamentals, methods, materials, diffusion-controlled processes. – Berlin: Springer, 2010. – 651 p. – ISBN 978-3-540-71486-6.
22. *Hart E.W.* On the role of dislocations in bulk diffusion // *Acta Metallurgica*. – 1957. – Vol. 5, iss. 10. – P. 597. – DOI: 10.1016/0001-6160(57)90127-X.
23. *Belova I.V., Murch G.E.* Analysis of the effective diffusivity in nanocrystalline materials // *Journal of Metastable and Nanocrystalline Materials*. – 2004. – Vol. 19. – P. 25–34. – DOI: 10.4028/www.scientific.net/JMNM.19.25.
24. *Maxwell-Garnett C.* Colours in metal glasses and in metallic films // *Philosophical Transactions of the Royal Society. Ser. A*. – 1904. – Vol. 203. – P. 385–420. – DOI: 10.1098/rsta.1904.0024.
25. *Wollenberger H.J.* Point defects // *Physical Metallurgy* / ed. by R.W. Cahn, P. Haasen. – Amsterdam: Elsevier, 1996. – Vol. 1. – P. 1621–1721. – ISBN 978-0-444-89875-3. – DOI: 10.1016/B978-044489875-3/50023-5.
26. *Полукаров Ю.М.* Образование дефектов кристаллической решетки в электроосажденных металлах // *Итоги науки. Электрохимия*. – М., 1968. – С. 72–113.
27. *Ковенский И.М., Поветкин В.В.* Электролитические сплавы. – М.: Интермет Инжиниринг, 2003. – 288 с. – ISBN 5-89594-089-7.

Конфликт интересов

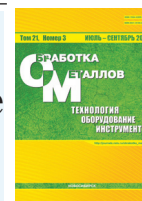
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 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



Determination of the Effective Diffusion Coefficient of Vacancies in Ultradispersed Electrolytic Iron and its Effect on Heat Treatment Conditions

Anatolii Venediktov ^{a, *}, Viktor Ovsyannikov ^b, Nikolai Venediktov ^c

Tyumen Industrial University, 38 Volodarskogo, Tyumen, 625000, Russian Federation

^a  <https://orcid.org/0000-0002-6899-4297>,  annattoliy@gmail.com, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-7193-7197>,  vik9800@mail.ru,
^c  <https://orcid.org/0000-0001-6175-7312>,  venediktovan@tyuiu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 18 June 2019

Revised: 05 July 2019

Accepted: 15 July 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Electrolytic iron
 Ultra-dispersed coatings
 Diffusion
 Diffusion coefficient
 Annealing
 Aging
 Intergrain diffusion
 Vacancies
 Dislocations
 Galvanic coatings

ABSTRACT

Introduction. Electrolytic iron plating is widely used to improve the wear resistance and hardness of surfaces, as well as restoring worn machine parts. However, the properties of electroplated coatings can change during operation, and even prolonged aging does not lead to stabilization of these properties. Reduction the stabilization time is achieved by heat treatment, the calculation of which regimes for ultra-dispersed coatings should be carried out based on the diffusion laws of point defects. **Goal of the work** is to calculate the effective diffusion coefficient, taking into account the grain boundary diffusion in the ultra-dispersed electrolytic iron and, on the basis of this coefficient, to find the conditions of heat treatment necessary to stabilize the properties of coatings. **Methods of research.** Scanning and transmission electron microscopy are used to study the grain structure and intergrain boundaries; thermodynamic calculations are applied in order to find diffusion coefficients; the Comsol Multiphysics program is selected to determine the temperature and time required to stabilize the properties of iron. **Results and discussion.** An expression for determining the effective diffusion coefficient for ultra-dispersed electrolytic iron, taking into account the influence of intergrain boundaries is obtained. Thermodynamic calculations have shown that, in comparison with the volume coefficient, the effective diffusion coefficient can be two orders of magnitude higher and is largely determined by the size of the grain. Using the method of microstructural analysis, the conditions for obtaining ultradispersed coatings with a large proportion of intergrain boundaries are determined and it is experimentally confirmed that it makes sense to take into account the contribution of grain boundary diffusion, when grain sizes are less than 100 nm, which corresponds to hard conditions of coating deposition. Computer simulation showed that as compared to previously known data, the annealing temperature of ultradispersed iron coatings can be reduced by 50 °C.

For citation: Venediktov A.N., Ovsyannikov V.E., Venediktov N.L. Determination of the effective diffusion coefficient of vacancies in ultradispersed electrolytic iron and its effect on heat treatment conditions. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 106–114. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-106-114. (In Russian).

References

1. Kovenskii I.M., Venediktov A.N. Starenie i stabilizatsiya svoystv gal'vanicheskikh pokrytii [Aging and stabilization of the properties of electroplated coatings]. *Omskii nauchnyi vestnik. Seriya: Pribory, mashiny i tekhnologii* = *Omsk Scientific Bulletin. Series: Equipment, Machines and Technologies*, 2010, no. 3, pp. 43–45.
2. Bowen A.W., Leak G.M. Diffusion in BCC iron base alloys. *Metallurgical and Materials Transactions*, 1970, vol. 1 (10), pp. 2767–2773. DOI: 10.1007/BF03037813.
3. Li M., Kirk M.A., Baldo P.M., Xu D., Wirth B.D. Study of defect evolution by TEM with in situ ion irradiation and coordinated modeling. *Philosophical Magazine*, 2012, vol. 92, pp. 2048–2078. DOI: 10.1080/14786435.2012.662601.
4. Polukarov Yu.M. *Elektroodnye protsessy i metody ikh izucheniya* [Electrode processes and methods for their study]. Kiev, Naukova dumka Publ., 1979. 706 p.
5. Nemirov-Danchenko L.Yu., Lipnitskii A.G., Kul'kova S.E. Issledovanie vakansii i ikh kompleksov v metallakh s GTsK-strukturoi [Vacancies and their complexes in FCC metals]. *Fizika tverdogo tela* = *Physics of the Solid State*, 2007, vol. 49, no. 6, pp. 1026–1032. (In Russian).

* Corresponding author

Venediktov Anatolii N., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
 Tyumen Industrial University
 38 Volodarskogo str.,
 625000, Tyumen, Russian Federation
 Tel.: +7 (904) 490-29-20, e-mail: annattoliy@gmail.com

6. Katz J.D., Pickering H.W., Bitler W.R. Low-temperature recrystallization kinetic in nickel electrode-posit. *Plating and Surface Finishing*, 1980, vol. 67, no. 11, pp. 45–49.
7. Gorelik S.S., Dobatkin S.V., Kaputkina L.M. *Rekristallizatsiya metallov i splavov* [Recrystallization of metals and alloys]. Moscow, MISiS Publ., 2005. 432 p.
8. Kovenskii I.M., Kuskov V.N., Venediktov A.N., Venediktova I.A., Obukhov A.G. Tekhnologicheskie parametry stabiliziruyushchei obrabotki gal'vanicheskikh pokrytii [Technological parameters of stabilizing treatment of electroplated coatings]. *Omskii nauchnyi vestnik = Omsk Scientific Bulletin*, 2012, no. 2, pp. 72–74.
9. Kovenskii I.M., Povetkin V.V. O prirode vnutrennikh napryazhenii v elektroliticheskikh osadkakh [On the nature of internal stresses in electrodeposited coatings]. *Zhurnal prikladnoi khimii = Journal of Applied Chemistry*, 1989, vol. 62, no. 5, pp. 37–44. (In Russian).
10. Gao F., Heinisch H., Kurtz R.J. Diffusion of He interstitials in grain boundaries in α -Fe. *Journal of Nuclear Materials*, 2006, vol. 351, pp. 133–140. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2006.02.015.
11. Smith J.T. Diffusion mechanism for the nickel-activated sintering of molybdenum. *Journal of Applied Physics*, 1965, vol. 36, pp. 595–560. DOI: 10.1063/1.1714036.
12. Shi X., Luo J. Developing grain boundary diagrams as a materials science tool: a case study of nickel-doped molybdenum. *Physical review B*, 2011, vol. 84, p. 014105. DOI: 10.1103/PhysRevB.84.014105.
13. Cahn R.W., Haasen P. *Physical metallurgy*. Pt. 1. 3rd ed. North-Holland Physics Publ., 1983. 816 p. (Russ. ed.: Kan R.U., Khaazen P.T. *Fizicheskoe metallovedenie*. V 3 t. T. 1. *Atomnoe stroenie metallov i splavov*. 3rd ed. Moscow, Metallurgiya Publ., 1987. 640 p.).
14. Gleiter H., Chalmers B. *High-angle grain boundaries*. New York, Pergamon Press, 1972. 274 p. (Russ. ed.: Gleiter G., Chalmers B. *Bol'sheuglovye granitsy zeren*. Moscow, Mir Publ., 1974. 375 p.).
15. Bokshstein B.S., Yaroslavtsev A.B. *Diffuziya atomov i ionov v tverdykh telakh* [Diffusion of atoms and ions in solids]. Moscow, MISiS Publ., 2005. 362 p. ISBN 5-87623-131-2.
16. Novoselov I.I., Kuksin A.Yu., Yanilkin A.V. Koeffitsient diffuzii vakansii i mezhdouzlii vdol' mezhzherennykh granits naklona v molibdene [The diffusion coefficient of vacancies and interstices along the intergrain tilt boundaries in molybdenum]. *Fizika tverdogo tela = Physics of the Solid State*, 2014, vol. 56, no. 5, pp. 988–994. (In Russian).
17. Svistunov I.N., Kolokol A.S. Analiz mezhatomnykh potentsialov dlya modelirovaniya vakansionnoi diffuzii v kon-tsentrirrovannykh splavakh Fe-Cr [Analysis of interatomic potentials for modeling vacancy diffusion in concentrated Fe-Cr alloys]. *Komp'yuternye issledovaniya i modelirovanie = Computer Research and Modeling*, 2018, vol. 10, no. 1, pp. 87–101. DOI: 10.20537/2076-7633-2018-10-1-87-101.
18. Novikov I.I. *Defekty kristallicheskogo stroeniya metallov* [Defects in the crystalline structure of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1975. 208 p.
19. Gottstein G. *Physical foundations of materials science*. Berlin, Springer, 2004. 502 p. (Russ. ed.: Gottshtain G. *Fiziko-khimicheskie osnovy materialovedeniya*. Moscow, BINOM Publ., 2009. 400 p.).
20. Kaur I., Mishin Y., Gust W. *Fundamentals of grain and interphase boundary diffusion*. 3rd, rev. and enl. ed. Chichester, Wiley, 1995. 528 p. ISBN 978-0-471-93819-4. DOI: 10.1016/0921-5093(96)80008-6.
21. Mehrer H. *Diffusion in solids: fundamentals, methods, materials, diffusion-controlled processes*. Berlin, Springer, 2010. 651 p. ISBN 978-3-540-71486-6.
22. Hart E.W. On the role of dislocations in bulk diffusion. *Acta Metallurgica*, 1957, vol. 5, iss. 10, p. 597. DOI: 10.1016/0001-6160(57)90127-X.
23. Belova I.V., Murch G.E. Analysis of the effective diffusivity in nano-crystalline materials. *Journal of Metastable and Nanocrystalline Materials*, 2004, vol. 19, pp. 25–34. DOI: 10.4028/www.scientific.net/JNM.19.25.
24. Maxwell-Garnett C. Colours in metal glasses and in metallic films. *Philosophical Transactions of the Royal Society. Ser. A*, 1904, vol. 203, pp. 385–420. DOI: 10.1098/rsta.1904.0024.
25. Wollenberger H.J. Point defects. *Physical Metallurgy*. Ed. by R.W. Cahn, P. Haasen. Amsterdam, Elsevier, 1996, vol. 1, pp. 1621–1721. ISBN 978-0-444-89875-1.
26. Polukarov Yu.M. Obrazovanie defektov kristallicheskoj reshetki v elektroosazhdennykh metallakh [Formation of crystal lattice defects in electrodeposited metals]. *Itogi nauki. Elektrokhiymiya* [Results of science. Electrochemistry]. Moscow, 1968, pp. 72–113.
27. Kovenskii I.M., Povetkin V.V. *Elektroliticheskie splavy* [Electrolytic alloys]. Moscow, Intermet Inzhiniring Publ., 2003. 288 p. ISBN 5-89594-089-7.

Conflicts of Interest

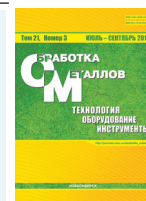
The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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



Структурные преобразования углеродистых ферритно-перлитных сталей в условиях высокоскоростного нагружения

Анатолий Батаев^a, Иван Батаев^b, Аэлита Никулина^{c, *}, Альберт Попелюх^d,
Игорь Балаганский^e, Наталья Плотникова^f

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

^a  <https://orcid.org/0000-0002-6227-5398>,  bataev@adm.nstu.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0003-2871-0269>,  i.bataev@corp.nstu.ru,

^c  <https://orcid.org/0000-0001-9249-2273>,  a.nikulina@corp.nstu.ru, ^d  <https://orcid.org/0000-0002-0965-3206>,  popelyux@corp.nstu.ru,

^e  <https://orcid.org/0000-0002-7708-579X>,  balaganskij@corp.nstu.ru, ^f  <https://orcid.org/0000-0002-8005-1128>,  n.plotnikova@corp.nstu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 538.91

История статьи:

Поступила: 21 июня 2019

Рецензирование: 22 июля 2019

Принята к печати: 15 августа 2019

Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Дозвектоидные стали

Деформация взрывом

Деформационное двойникование

Финансирование

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 17–72–10226)

АННОТАЦИЯ

Введение. С использованием методов световой, растровой и просвечивающей электронной микроскопии исследовано строение сталей с ферритно-перлитной структурой, подвергнутых взрывному нагружению. **Методы исследования.** Для испытаний использовали стальные образцы различной формы и химического состава. Материалами исследования являлись отожженные стали 20, 60, У7А. Динамическое нагружение заготовок осуществляли с использованием схем деформации плоских пластин (дисков) с применением явления фокусировки энергии и деформации труб. Для проведения структурных исследований использовали световой микроскоп Carl Zeiss Axio Observer Z1m, растровый электронный микроскоп EVO 50 XVP и трансмиссионный электронный микроскоп FEI Tecnai G2 20 TWIN. **Результаты и обсуждение.** Особенностью, характерной для начального этапа деформации исследуемых материалов, является процесс двойникования, происходящий как в ферритных зернах, так и в колониях пластинчатого перлита. Анализ данных, полученных на просвечивающем электронном микроскопе, свидетельствует о том, что ширина двойников сильно варьируется. Встречаются как тонкие двойники с шириной порядка 10...15 нм, так и достаточно широкие, толщина которых составляет до 100 нм. Такой диапазон наблюдается как в ферритных зернах, так и перлитных колониях. В пределах отдельной колонии двойники деформационного происхождения могут быть представлены как совокупность множества микродвойников, разделенных между собой цементитными пластинами. Зафиксированы случаи сквозного продвижения двойников через зерна феррита и смежные с ними колонии перлита, что свидетельствует о единстве ферритной матрицы в этих структурных составляющих. Нагрев стальных заготовок и повышение плотности двойников являются факторами, затрудняющими процесс двойникования и инициирующими механизм деформации скольжением. Смена механизма деформации сопровождается искривлением, а в некоторых участках полной деградацией двойников, возникших на начальном этапе нагружения заготовок.

Для цитирования: Структурные преобразования углеродистых ферритно-перлитных сталей в условиях высокоскоростного нагружения / А.А. Батаев, И.А. Батаев, А.А. Никулина, А.И. Попелюх, И.А. Балаганский, Н.В. Плотникова // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 115–128. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-115-128.

Введение

Углеродистые стали, являющиеся наиболее распространенными промышленными материалами, длительное время исследуются на различных масштабных уровнях с использованием широкого спектра аналитических методов. Боль-

шой интерес вызывают экспериментальные данные, характеризующие поведение структурных составляющих в различных условиях внешнего нагружения. Особенности пластического течения определяют прочностные свойства материалов, их технологические свойства и склонность к разрушению.

Результаты многочисленных исследований, выполненных отечественными и зарубежными специалистами, позволяют сделать вывод, что наиболее важные особенности поведения основных структурных составляющих углеро-

*Адрес для переписки

Никулина Аэлита Александровна, к.т.н., доцент
 Новосибирский государственный технический университет,
 пр. К. Маркса, 20,
 630073, г. Новосибирск, Россия,
 Тел. +7 (383) 346-11-71, e-mail: a.nikulina@corp.nstu.ru

дистых сталей, к которым относятся феррит и перлит, уже подробно изучены [1–10]. В наибольшей степени это утверждение относится к ферриту, который во многих исследованиях выполнял функцию модельного материала с ОЦК-структурой, позволяющую на дислокационном уровне выявлять особенности структурных преобразований, обусловленных каким-либо внешним воздействием. Перлит в отличие от феррита имеет более сложное двухфазное строение. Этим обстоятельством объясняется тот факт, что количество структурных исследований перлита существенно меньше по сравнению с ферритом. Тем не менее и этой структурной составляющей посвящены монографии [11, 12], а также достаточно много статей, например [13–26]. Анализ работ, объектами которых являлись деформированные стали со структурой перлита, свидетельствует о том, что большинство из них связано с реализацией способов однократного статического нагружения. Подробно изучены процессы, происходящие в феррите при усталостном нагружении сталей. К перлиту это относится в меньшей степени [27].

Гораздо менее изученными являются структурные преобразования, происходящие в условиях высокоскоростного нагружения в феррите, а тем более в перлите [28–31]. Речь идет о скоростях деформации, характерных для взрывного нагружения заготовок. Можно выделить три обстоятельства, объясняющих относительно малый объем исследований динамически нагруженных сталей со структурой перлита. Во-первых, процессы динамического нагружения, например сварка взрывом, не относятся к массовым способам обработки материалов. Во-вторых, явления интенсивной пластической деформации, представляющие наибольший интерес, при динамическом нагружении загото-

вок, как правило, предельно локализованы, что существенно затрудняет процесс подготовки объектов исследования. В-третьих, наиболее эффективным методом исследований динамически деформированных материалов является трансмиссионная электронная микроскопия, представляющая собой весьма трудоемкий процесс.

Следует подчеркнуть, что большинство исследований процессов динамического нагружения сталей и сплавов было выполнено около 30–60 лет назад [29, 32–34]. Методы структурных исследований, использовавшиеся при этом, в частности электронная микроскопия, были менее совершенными по сравнению с современными. Главным образом по этой причине некоторые особенности поведения динамически нагруженных материалов остались до конца не изученными.

Цель настоящей работы заключалась в изучении структурных преобразований, происходящих в феррите и перлите в условиях взрывного нагружения углеродистых сталей.

Методика исследований

Для испытаний использовали стальные образцы различной формы и химического состава. Материалами исследования являлись отожденные стали 20, 60, У7А, состав которых представлен в табл. 1. Динамическое нагружение заготовок осуществляли с использованием нескольких схем (рис. 1). Технологическая схема, изображенная на рис. 1, а, предусматривала деформацию диска диаметром 120 мм и толщиной 12 мм, изготовленного из горячекатаной стали 20 с ферритно-перлитной структурой. Нагружение стальной заготовки осуществлялось в осевом направлении путем фокусировки энергии во взрывной системе, включающей в свой состав

Таблица 1

Table 1

Элементный состав исследуемых сталей
The elemental composition of the investigated steels

Марка стали / Steel grade	Содержание элементов, % (масс.) / Element content, wt %					
	C	Mn	Si	P	S	Fe
20	0,18	0,51	0,16	0,03	0,04	Ост.
60	0,62	0,6	0,22	0,03	0,03	Ост.
У7А	0,72	0,31	0,2	0,02	0,02	Ост.

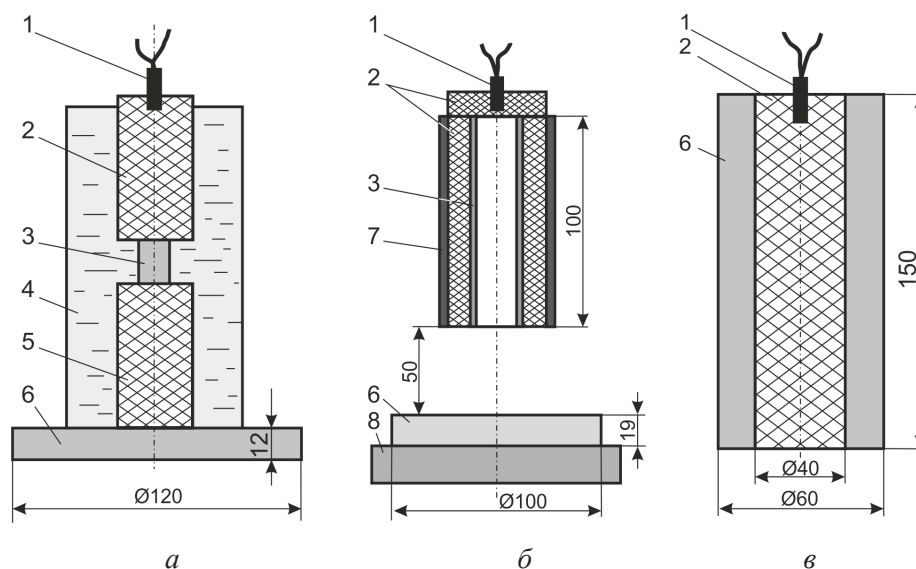


Рис. 1. Схемы взрывного нагружения стальных образцов:

а, б – деформация плоских пластин (дисков) с применением явления фокусировки энергии; *в* – деформация трубы; 1 – высоковольтный детонатор; 2 – взрывчатое вещество; 3 – керамическая вставка; 4 – емкость с водой; 5 – пассивный заряд взрывчатого вещества; 6 – стальной образец; 7 – алюминиевая трубка; 8 – основание

Fig. 1. Explosive loading schemes for steel samples:

а, б – deformation of flat plates (disks) using the energy focusing phenomenon, *в* – pipe deformation; 1 – high-voltage detonator; 2 – explosive; 3 – ceramic insert; 4 – container with water; 5 – passive explosive charge; 6 – steel sample; 7 – aluminum tube; 8 – base

высокомодульные упругие элементы – цилиндры из карбида кремния [30]. В соответствии со второй схемой (рис. 1, б) образец из стали У7А в виде диска диаметром 100 мм и толщиной 19 мм деформировался продуктами, возникшими при взрывном обжатиі керамической трубки. Схема взрывного нагружения трубчатых образцов из стали 60 с толщиной стенки, равной 10 мм, представлена на рис. 1, в. Деформирование заготовок осуществлялось в процессе детонации размещенных в них зарядов взрывчатого вещества.

Для проведения структурных исследований использовали световой микроскоп Carl Zeiss Axio Observer Z1m, растровый электронный микроскоп EVO 50 XVP и трансмиссионный электронный микроскоп FEI Tecnai G2 20 TWIN. Металлографические шлифы были приготовлены по стандартной методике на шлифовально-полировальной установке Struers LaboPol 5. Для химического выявления структуры применяли трехпроцентный раствор азотной кислоты в этиловом спирте. Объектами для проведения трансмиссионных электронно-микроскопических исследований являлись металлические

фольги, приготовленные с использованием операций электроискровой резки, механического утонения до толщины 100 мкм и электролитического полирования на установке TenuPol-5. Исследования выполнены на оборудовании Центра коллективного пользования «Структура, физические и механические свойства материалов» (ЦКП ССМ НГТУ).

Результаты и их обсуждение

Анализ результатов структурных исследований материалов, нагруженных динамически в соответствии со схемами, изображенными на рис. 1, свидетельствует о том, что во всех случаях пластическая деформация сопровождается формированием двойников (рис. 2). Дефекты этого типа возникают как в ферритных зернах (рис. 2, а–в), так и в колониях пластинчатого перлита (рис. 2, г). Образование двойников обусловлено затруднением пластической деформации материалов по механизму скольжения. Следует подчеркнуть, что в условиях статического и квазистатического нагружения двойники в феррите

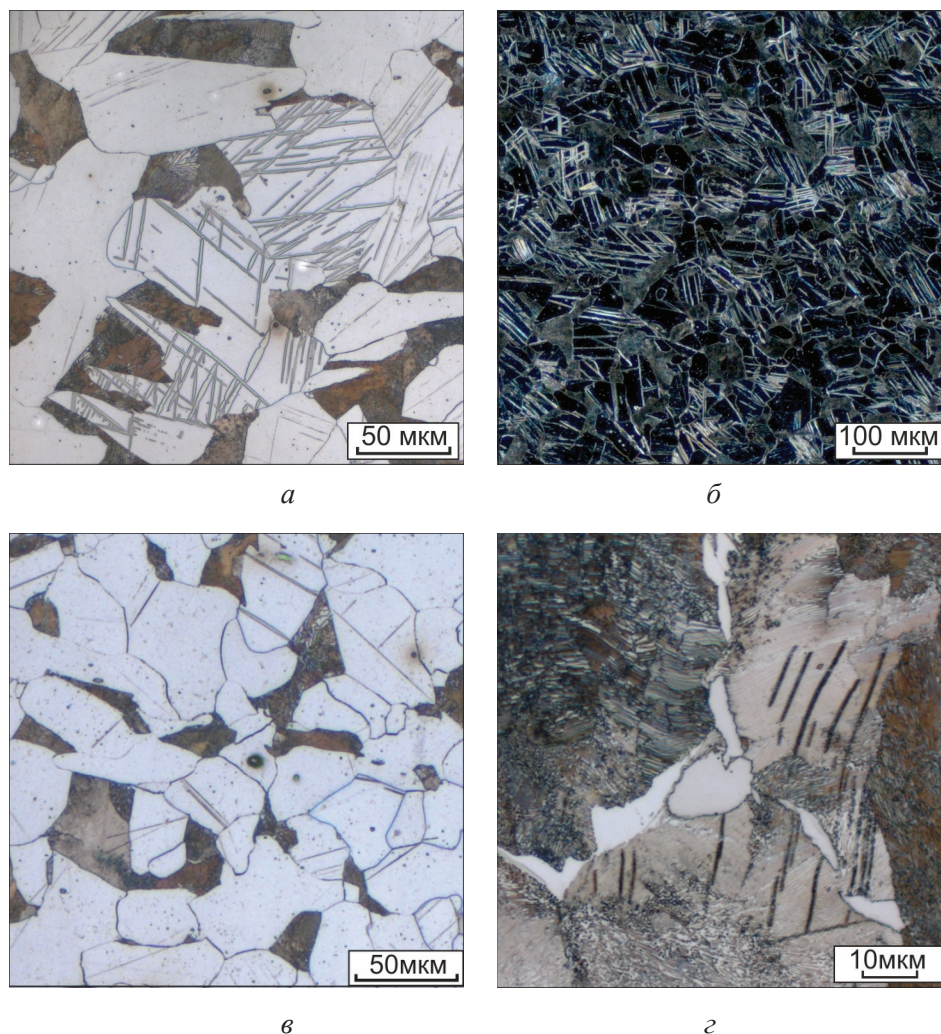


Рис. 2. Двойники деформационного происхождения, сформированные при взрывном нагружении стали 20: вблизи центра образца (а, б) и при удалении от центра на расстояние 40 мм (в); при нагружении стали 60 (г). Световая микроскопия:

а, в, г – режим светлого поля; б – режим темного поля

Fig. 2. Deformation twins, formed during the explosive loading of steel 20: near the center of the specimen (а, б) and at a distance of 40 mm from the center (в); when loading steel 60 (г). Light microscopy:

а, в, г – bright field; б – dark field

и перлите не формируются [12, 35]. Технологическими факторами, инициирующими механизм двойникования в высокосимметричных кристаллах, являются низкая температура и высокая скорость деформации, характерные для взрывного нагружения. Согласно выполненным ранее исследованиям в кристаллах с ОЦК-решеткой двойникование происходит по системам $\{112\} \langle 111 \rangle$ [35].

Количество двойников, возникающих как в ферритных зернах, так и в перлитных колониях, зависит от степени деформации сталей. При реализации схем, соответствующих рис. 1, а, б,

наиболее нагруженными являются центральные зоны дисковых образцов (рис. 3). Количество двойников деформационного происхождения в них максимально. Изображение на рис. 2, б свидетельствует о высокой плотности двойников, возникающих в динамически деформированных ферритных зернах низкоуглеродистой стали 20. В некоторых зернах количество двойников превышает 100. При удалении от центра образца объемная доля двойникованного материала снижается. На рис. 2, в представлено распределение анализируемых дефектов в слабдеформированной зоне диска из стали 20, расположенной



Рис. 3. Общий вид образца после взрывного нагружения по схеме, изображенной на рис. 1, б

Fig. 3. General view of the sample after explosive loading according to the scheme in fig. 1, б

на расстоянии ~ 40 мм от его центра. Так как образование каждого двойника является актом локализованной пластической деформации, представленное изображение позволяет сделать вывод о степени однородности пластического течения при динамическом нагружении стали с ферритно-перлитной структурой.

Присутствие даже в малых количествах частиц второй фазы является фактором, который в значительной степени снижает склонность сплавов к двойникованию [29]. В пластинчатом перлите объемная доля цементита превышает 10 %. Тем не менее полученные в данном исследовании результаты свидетельствуют о том, что даже при таком высоком содержании частиц второй фазы механизм деформации перлита двойникованием проявляется отчетливо. Следует подчеркнуть, что в литературе особенности пластического течения сплавов, находящихся в гетерофазном состоянии, описаны не так подробно, как гомогенных материалов [11, 18, 21, 36]. Присутствие двух фаз, характеризующихся различным комплексом механических свойств, осложняет процессы пластического течения в зоне двойников, возникающих в колониях пластинчатого перлита. С учетом отмеченных обстоятельств при проведении структурных исследований углеродистых сталей особое внимание уделяли изучению деталей поведения динамически нагруженного пластинчатого перлита.

На фоне колоний пластинчатого перлита двойники отчетливо различимы. Можно выделить несколько признаков, характерных для такого рода дефектов, возникающих в перлите. Во-первых, двойники располагаются внутри перлитных колоний и, будучи связанными кристаллографически с α -фазой, не пересекают высокоугловые границы ферритной матрицы. Во-вторых, при наличии в одной колонии двух и более двойников одной кристаллографической системы они параллельны друг другу (рис. 4). Нередко встречаются колонии, в пределах которых можно выделить несколько систем параллельных двойников. В-третьих, ширина двойника одинакова по всей его длине. В четвертых, на начальной стадии деформации двойники являются прямолинейными. Наблюдаемое в некоторых колониях искривление двойников является результатом последующей деформации перлитных колоний.

Следует выделить три структурных фактора, способствующих проявлению двойников на металлографических шлифах. Один из них связан с повышенной травимостью феррита в зоне двойникования, которая, в свою очередь, обусловлена ростом механических напряжений в узкой полосе α -фазы при совместной деформации ферритной матрицы и цементитных пластин. Если процесс двойникования феррита сопровождается разрушением цементитных пластин, химическая травимость феррита возрастает еще в большей степени. Третий фактор, способствующий визуализации двойников, связан с двойным перегибом цементитных пластин, что делает заметным этот дефект на фоне пластинчатой структуры (рис. 4, б).

Анализ данных, полученных на просвечивающем электронном микроскопе, свидетельствует о том, что ширина двойников сильно варьируется. Встречаются как тонкие двойники шириной порядка 10...15 нм, так и достаточно широкие, толщина которых составляет до 100 нм. Такой диапазон наблюдается как в ферритных зернах, так и перлитных колониях.

В пределах отдельной колонии двойники деформационного происхождения могут быть представлены как совокупность множества микродвойников, разделенных между собой цементитными пластинами (рис. 5, а). Темнопольное изображение, свидетельствующее о последовательном

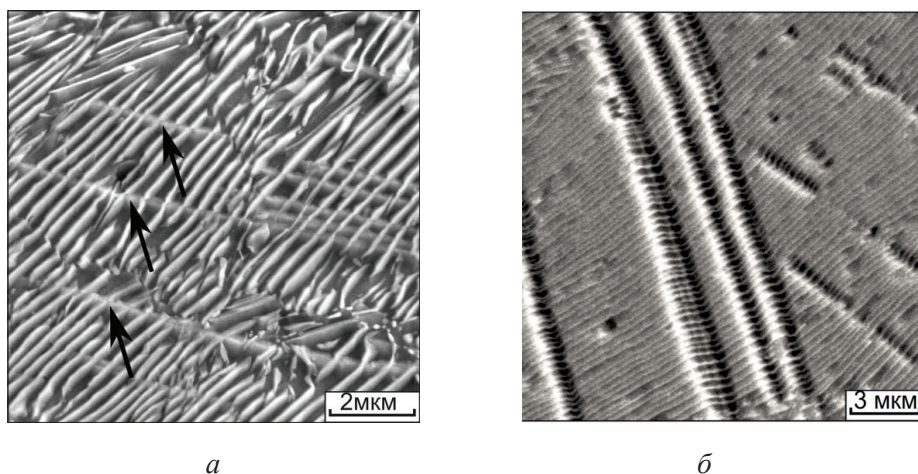


Рис. 4. Системы двойников в колониях пластинчатого перлита стали 60, деформированной взрывом:

a – система параллельных двойников (указаны стрелками); *б* – повышенная травимость феррита в области прохождения двойников в перлите

Fig. 4. Systems of twins in the colonies of lamellar perlite of steel 60 deformed by the explosion:

a – is a system of parallel twins (indicated by arrows); *б* – increased etching of ferrite in the area of passage of twins in pearlite

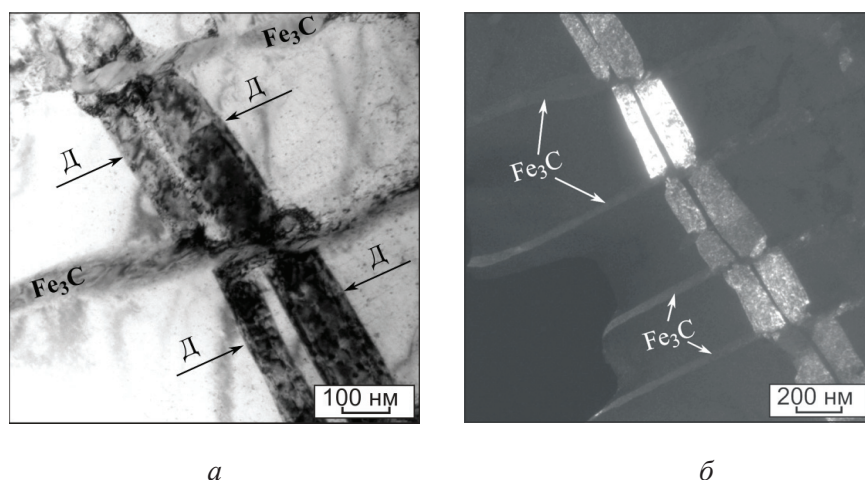


Рис. 5. Микродвойники (Д) в феррите, разделенные цементитными пластинами (Fe_3C):

a – светлое поле; *б* – темное поле в рефлекс двойника

Fig. 5. Microtwins (D) in ferrite, separated by cementite plates (Fe_3C):

a – bright field; *б* – dark field in the twin reflex

развороте матрицы α -фазы в пределах нескольких ферритных промежутков, представлено на рис. 5, б. Указанный снимок позволяет сделать вывод о наличии внутри ферритных прослоек по два микродвойника (светлые блоки), ориентировка кристаллической решетки которых одинакова. Тонкий слой α -фазы, расположенный

между ними, в процессе деформации двойникованию подвержен не был.

Очевидно, что в пределах единой ферритной матрицы, характерной для колонии пластинчатого перлита, множество микродвойников должно быть выстроено в одну прямую линию. Проведенные измерения (рис. 5, б) показали,

что соседние микродвойники, разделенные цементитными пластинами, разориентированы относительно друг друга на угол $5...10^\circ$. Причина зафиксированной экспериментально смены направления двойников может быть объяснена сдвигом материала в направлении, параллельном плоскостям межфазных границ (рис. 6). Искривленная форма двойников свидетельствует о том, что после их образования материал продолжал деформироваться не двойникованием, а по механизму скольжения.

Важной особенностью, характерной для двойников, образующихся в перлите, является то, что структурные преобразования развиваются в узкой полосе, ширина которой соизмерима с толщиной ферритных слоев, входящих в перлитную колонию. Особый интерес представляет поведение цементитных пластин, пересекающих двойник. Разворот ферритной матрицы, являющийся результатом двойникования α -фазы, вызывает деформацию цементитных пластин и сопровождается формированием в них напряже-

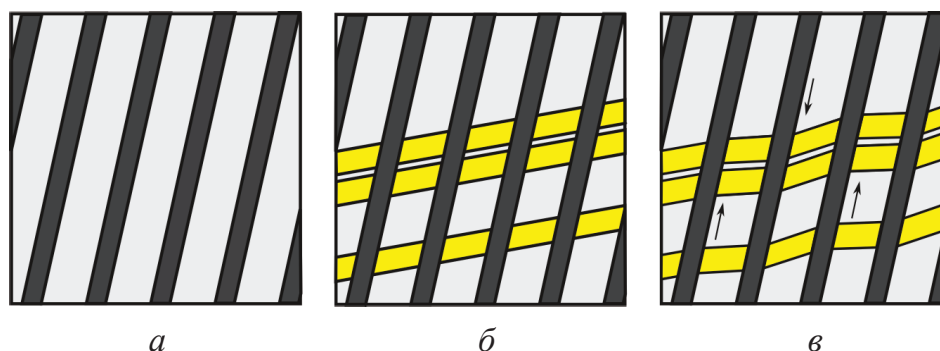


Рис. 6. Схема формирования «ломаных» двойников в колонии пластинчатого перлита:

a – исходная колония; *б* – образование прямолинейных двойников; *в* – искажение двойников при воздействии напряжений вдоль межфазных границ

Fig. 6. The formation scheme of “broken” twins in the pearlite colony:

a – the original colony; *б* – formation of straight-line twins; *в* – distortion of twins under the effect of stresses along the interphase boundaries

ний. Форма локально изогнутых цементитных пластин свидетельствует о том, что в отличие от феррита цементит деформируется по механизму, отличному от двойникования. Об этом свидетельствует тот факт, что цементитные пластины изгибаются плавно (рис. 4, б и 7). Признаков двойникования в цементите в виде четко выраженных линий ни одним из методов структурных исследований не зафиксировано. Изогнутые в зоне двойникования феррита цементитные пластины могут сохранять сплошность либо разрушаться с образованием микротрещин. Несмотря на то что пластины имеют два перегиба, разрушаются они с образованием одной трещины.

Анализ процессов двойникования, происходящих в деформированных взрывом сталях с ферритно-перлитной структурой, позволил зафиксировать особенность строения этих сталей, связанную с кристаллографической ориентаци-

ей структурно свободного феррита и феррита, входящего в колонии пластинчатого перлита. При выполнении структурных исследований сталей доэвтектоидного состава было замечено, что при сопряжении микрообъемов α -фазы, которые по внешним очертаниям относятся к зернам феррита и колониям пластинчатого перлита, иногда отсутствуют признаки, свидетельствующие о разориентировке феррита. На основании этого наблюдения можно предположить, что в некоторых зонах матрица полиэдрического феррита и ферритной матрицы в смежных с ним колониях перлита является общей. Если эта гипотеза является верной, то двойники, возникшие в одной структурной составляющей, например в феррите, должны распространяться без изменения траектории в соседней структурной составляющей – в пластинчатом перлите. Результаты структурных исследований подтверждают отмеченную гипотезу. На рис. 8 четко просма-

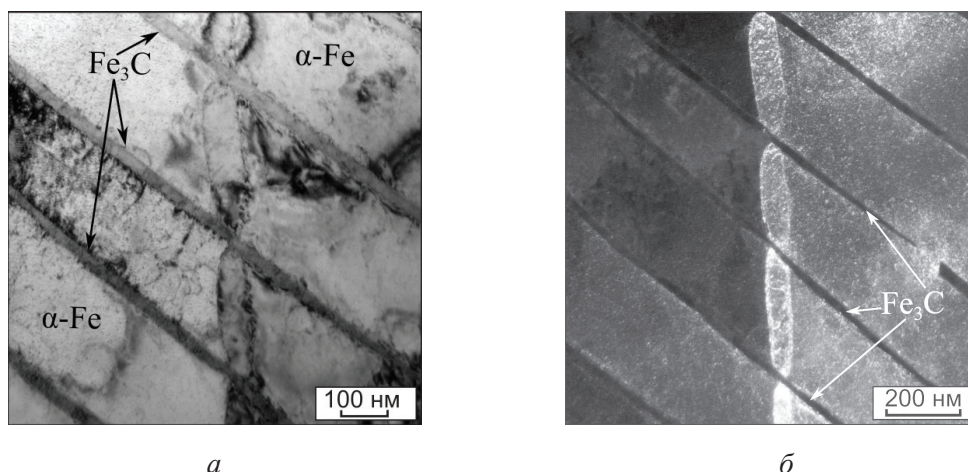


Рис. 7. Деформация цементитных пластин при двойниковании феррита:
 а – светопольное изображение; б – темнопольное изображение в рефлексе двойника

Fig. 7. Deformation of cementite plates during twinning of ferrite:
 а – bright field image; б – dark-field image in the twin reflex

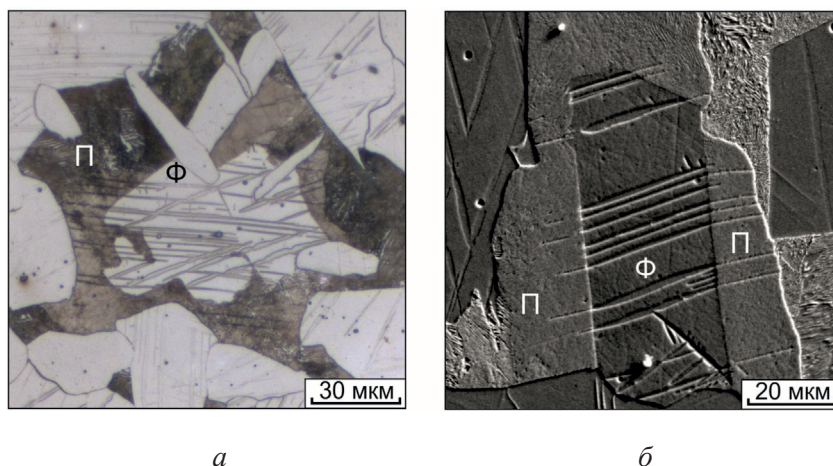


Рис. 8. Распространение двойников деформационного происхождения в ферритных зернах (Ф) и смежных с ними колониях пластинчатого перлита (П) в динамически нагруженных образцах из стали 20:

а – световая микроскопия; б – растровая электронная микроскопия

Fig. 8. Distribution of deformation twins in ferritic grains (F) and adjacent colonies of lamellar perlite (P) in dynamically loaded samples of steel 20:

а – light microscopy; б – scanning electron microscopy

триваются дефекты в виде характерных линий – двойников, переходящих из одной структурной составляющей в другую (из феррита в перлит).

Благодаря характерной двухфазной слоистой структуре возникшие в пластинчатом перлите полосы локализованного сдвига в большинстве случаев отчетливо проявляются в пределах отдельных колоний. Химическое травление шлифов усиливает визуальный эффект, обусловлен-

ный изгибом либо разрушением цементитных пластин.

Экспериментально методом растровой электронной микроскопии были зафиксированы колонии пластинчатого перлита, в пределах которых сдвиг материала происходил вдоль границ сопряжения пластин феррита и цементита (рис. 9). Повышенная травимость ферритных промежутков обусловлена, по всей видимости,

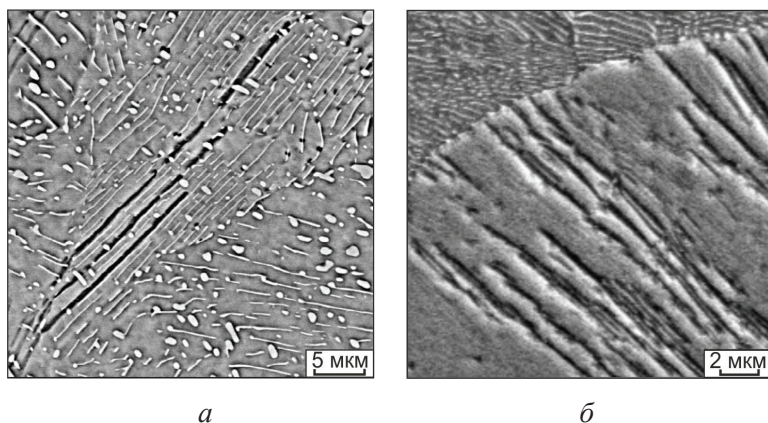


Рис. 9. Локализованный сдвиг ферритной матрицы вдоль межфазных границ при динамическом нагружении образцов из стали У7А (а) и стали 60 (б). Растровая электронная микроскопия

Fig. 9. Localized shift of the ferritic matrix along the interphase boundaries under dynamic loading of specimens from steel U7A (a) and steel 60 (b). Scanning electron microscopy

дефектным состоянием α -фазы, возникающим в процессе динамического нагружения стали. Ответ на вопрос: «Происходит сдвиг ферритной матрицы между пластинами цементита по механизму двойникования или реализуется иным образом?» – можно было получить на основании трансмиссионных электронно-микроскопических исследований. Однако при изучении многочисленных фольг участки такого типа, анализ которых мог бы позволить объяснить природу локализации пластического течения, найдены не были.

Повышение температуры, обусловленное нагревом заготовок на начальной стадии пластического течения, является фактором, препятствующим проявлению механизма деформационного двойникования. Аналогичный эффект проявляется и при возрастании количества двойников в деформируемом материале. Таким образом, оба отмеченных фактора, сопутствующие процессу пластической деформации, снижают склонность исследуемых сталей к образованию двойников. Механизмом деформации, более предпочтительным для предварительно нагретого в процессе пластического течения материала, становится дислокационное скольжение. Развитие этого механизма приводит к искажению возникших ранее двойников, искривлению их границ, формированию иных дефектов деформационного происхождения.

Особенностью, характерной для взрывного нагружения сталей, является повышенная

склонность к локализации пластического течения. Присутствие в деформируемом материале полос сдвига (рис. 10), не связанных кристаллографически с исходной структурой, является убедительным признаком неоднородности пластического течения материала. Характер преобразований, происходящих в полосе локализованного пластического течения, можно описать как соответствующий системе с обратной положительной связью. Так, если по какой-либо причине в заготовке начинается локализованный сдвиг, материал в деформируемой зоне подвергается нагреву, результатом которого является снижение прочностных свойств материала. Изменение механических свойств, обусловленное термическим разупрочнением материала, интенсифицирует процесс его деформации и дальнейшего нагрева. Таким образом, чем выше степень локализованного пластического течения, чем интенсивнее развивается сдвиг, а следовательно, выше температура нагрева материала, тем дальше деформируемая система уходит от равновесного состояния и приближается к катастрофическому разрушению.

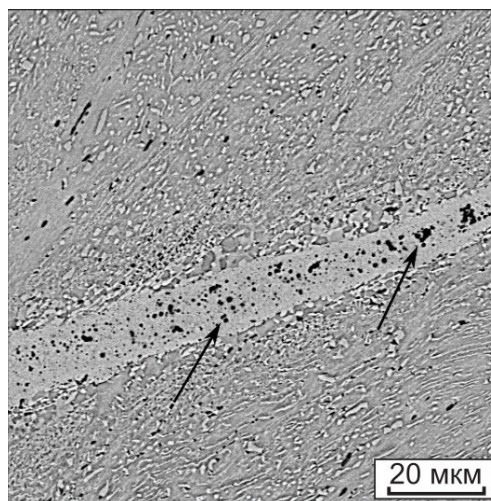


Рис. 10. Полоса локализованного течения, возникшая при взрывном нагружении заготовки из стали У7А. Стрелками указаны пузырьки, зафиксированные при охлаждении

Fig. 10. Localized flow strip, arising from the explosive loading of a steel U7A blank. The arrows indicate the bubbles recorded during cooling

Внутри полос материал может быть нагрет до температуры кипения, о чем свидетельствует образование пузырьков, зафиксированных в процессе ускоренного охлаждения материала (рис. 10).

Выводы

Пластическая деформация, обусловленная взрывным нагружением сталей с ферритно-перлитной структурой, сопровождается образованием двойников в обеих структурных составляющих. С увеличением степени пластической деформации объемная доля двойников возрастает. Максимальное количество двойников в зерне феррита, зафиксированное методом световой микроскопии, превышает 100. В перлитных колониях содержание двойников на порядок меньше. Ширина большинства двойников в α -фазе перлита, зафиксированных методом просвечивающей электронной микроскопии, находится в диапазоне $\sim 10\ldots 100$ нм. Прямолинейное распространение двойников через ферритные зерна и смежные с ними колонии перлита может быть объяснено единством ферритной матрицы в тех микрообъемах, где наблюдается отмеченный факт.

Результаты структурного анализа динамически нагруженных сталей свидетельствуют о сдвиге микрообъемов пластинчатого перлита по плоскостям, параллельным межфазным границам. Образование узких двойников позволяет сделать вывод о локализации пластического течения, характерной для деформации сталей взрывом. Формирования микротрещин, соизмеримых с размерами ферритных зерен или перлитных колоний, природа которых обусловлена двойникованием α -фазы, не зафиксировано. Наиболее опасный механизм локализации пластического течения, приводящий к возникновению катастрофических трещин, связан с крупными полосами сдвига, направление развития которых не имеет кристаллографической связи со структурными составляющими сталей. Полосы локализованного сдвига устраняют следы возникших ранее двойников. Температура внутри дефектов этого типа, возникших в условиях взрывного нагружения, превышает температуру кипения сталей.

Список литературы

1. Конева Н.А. Природа стадий пластической деформации // Соросовский образовательный журнал. – 1998. – № 10. – С. 99–105.
2. Структурные уровни деформации твердых тел / В.Е. Панин, Ю.В. Гриняев, Т.Ф. Елсукова, А.Г. Иванчин // Известия высших учебных заведений. Физика. – 1982. – Т. 25, № 6. – С. 5–27.
3. Панин В.Е., Панин А.В. Фундаментальная роль наномасштабного структурного уровня пластической деформации твердых тел // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2006. – № 12. – С. 5–10.
4. Яковлева С.П., Махарова С.Н., Мордовской П.Г. Влияние комбинированной мегапластической деформации на структуру и свойства стали 09Г2С // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2016. – № 1 (70). – С. 52–59. – DOI: 10.17212/1994-6309-2016-1-52-59.
5. Панин В.Е., Панин А.В. Масштабные уровни пластической деформации разрушения наноструктурированных материалов // Нанотехника. – 2005. – № 3. – С. 28–42.
6. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 224 с.
7. Конева Н.А., Козлов Э.В. Физическая природа стадийности пластической деформации // Структурные уровни пластической деформации и разрушения. – Новосибирск: Наука, 1990. – С. 123–186.
8. Моисеев В.Ф., Трефилов В.И. Пластичность при двойниковании // Физическая природа пластической деформации и разрушения металлов. – Киев: Наукова думка, 1969. – С. 7–15.
9. Орлов Л.Г., Утевский Л.М. О микродвойниках в железе, деформированном при низких температурах // Физика металлов и металловедение. – 1963. – Т. 16, № 4. – С. 627–629.
10. Moiseev V.F., Trefilov V.I. Change of the deformation mechanism (slip twinning) in polycrystalline α -Iron // Physica Status Solidi. – 1966. – Vol. 18, N 2. – P. 881–895.
11. Тушинский Л.И., Батаев А.А., Тихомирова Л.Б. Структура перлита и конструктивная прочность стали. – Новосибирск: Наука, 1993. – 280 с.
12. Перлит в углеродистых сталях / В.М. Счастливцев, Д.А. Мирзаев, И.Л. Яковлева, К.Ю. Окишев, Т.И. Табатчикова, Ю.В. Хлебникова. – Екатеринбург: УРО РАН, 2006. – 402 с.
13. Sundquist B.E. The edgewise growth of pearlite // Acta Metallurgica. – 1968. – N 16. – P. 1413–1426.
14. Счастливцев В.М., Яковлева И.Л. Электронно-микроскопическое исследование структурных превращений в перлите // Физика металлов и металловедение. – 1974. – Т. 38, № 3. – С. 571–579.

15. Hackney S.A., Shiflet G.J. Pearlite growth mechanism // *Acta Metallurgica*. – 1987. – Vol. 35, N 5. – P. 1019–1028.

16. Thompson S.W., Howell P.R. On the early stages of pearlite formation in hypoeutectoid steels // *Scripta Metallurgica*. – 1988. – № 22. – P. 1775–1778.

17. Батаев А.А., Тушинский Л.И., Батаев В.А. Особенности разрушения цементита при деформации сталей со структурой пластинчатого перлита // *Физика металлов и металловедение*. – 1995. – Т. 80, № 5. – С. 148–154.

18. Особенности пластической деформации сталей со структурой пластинчатого перлита / А.А. Батаев, Л.И. Тушинский, В.А. Батаев, Л.Б. Зуев // *Известия высших учебных заведений. Физика*. – 1996. – № 7. – С. 3–10.

19. Howell P.R. The pearlite reaction in steels mechanisms and crystallography: Pt. 1. From H.C. Sorby to R.F. Mehl // *Materials Characterization*. – 1998. – N 40. – P. 227–260.

20. Caballero F.G., García de Andrés C., Capdevila C. Characterization and morphological analysis of pearlite in a eutectoid steel // *Materials Characterization*. – 2000. – N 45. – P. 111–116.

21. Кристаллографический анализ дефектов в структуре пластинчатого перлита углеродистой стали после холодной пластической деформации / Ю.В. Хлебникова, И.Л. Яковлева, Л.Е. Карькина, В.М. Счастливцев, Т.И. Табатчикова // *Известия Российской академии наук. Серия физическая*. – 2004. – Т. 68, № 5. – С. 661–664.

22. Zhang M.-X., Kelly P.M. The morphology and formation mechanism of pearlite in steels // *Materials Characterization*. – 2009. – N 60. – P. 545–554. – DOI: 10.1016/j.matchar.2009.01.001.

23. Yi H.L. Full pearlite obtained by slow cooling in medium carbon steel // *Material Science and Engineering A*. – 2010. – N 527. – P. 7600–7604. – DOI: 10.1016/j.msea.2010.08.009.

24. Experimental and theoretical study of the formation and growth of pearlite colonies in eutectoid steels / V.G. Vaks, A.Yu. Stroev, V.N. Urtsev, A.V. Shmakov // *Journal of Experimental and Theoretical Physics*. – 2011. – N 112. – P. 961–978. – DOI: 10.1134/S1063776111050098.

25. Особенности роста пластинчатого перлита в зоне сварки разнородных сталей / А.А. Никулина, А.И. Смирнов, И.А. Батаев, А.А. Батаев, А.И. Попе-

люх // *Физика металлов и металловедение*. – 2016. – Т. 117, № 1. – С. 8–64.

26. Особенности выделения наноразмерных частиц ϵ -фазы меди в ферритных промежутках пластинчатого перлита / И.А. Батаев, Н.В. Степанова, А.А. Батаев, А.А. Никулина, А.А. Разумаков // *Физика металлов и металловедение*. – 2016. – Т. 117, № 9. – С. 932–937.

27. Структурные особенности поведения высокоуглеродистой перлитной стали при циклическом нагружении / А.В. Макаров, Р.А. Саврай, В.М. Счастливцев, Т.И. Табатчикова, И.Л. Яковлева, Л.Ю. Егорова // *Физика металлов и металловедение*. – 2011. – Т. 111, № 1. – С. 97–111.

28. Bowden H.K., Kelly P.M. Deformation twinning in shock-loaded pearlite // *Acta Metallurgica*. – 1957. – Vol. 15. – P. 105–111.

29. Ударные волны и явления высокоскоростной деформации металлов / под ред. М.А. Мейерса, Л.Е. Мурра. – М.: Металлургия, 1984. – 512 с.

30. Mach stem formation in explosion systems, which include high modulus elastic elements / I.A. Balagansky, K. Hokamoto, P. Manikandan, A.D. Matrosov, I.A. Stadnichenko, H. Miyoshi, A.A. Bataev // *Journal of Applied Physics*. – 2011. – N 110. – P. 123516. – DOI: 10.1063/1.3671063.

31. Эффекты локализации деформации в сплавах на основе Cu, Ti и Fe при нагружении сходящимися ударными волнами / И.В. Хомская, В.И. Зельдович, Б.В. Литвинов, Н.П. Пурыгин // *Физика металлов и металловедение*. – 2004. – Т. 98, № 4. – С. 88–95.

32. Дерibas А.А. Физика упрочнения и сварки взрывом. – Новосибирск: Наука, 1972. – 188 с.

33. Обработка металлов взрывом / А.В. Крупин, В.Я. Соловьев, Г.С. Попов, М.Р. Кръстев. – М.: Металлургия, 1991. – 496 с.

34. Захаренко И.Д. Сварка металлов взрывом. – Минск: Навука і тэхніка, 1990. – 205 с.

35. Гольдштейн М.И., Литвинов В.С., Бронфин Б.М. Металлофизика высокопрочных сплавов. – М.: Металлургия, 1986. – 312 с.

36. Electron-microscopic investigation of high-strain-rate deformation produced by shock waves in the pearlitic structure of the grade 40Kh steel / V.I. Zel'dovich, A.E. Kheifets, N.Yu. Frolova, B.V. Litvinov // *The Physics of Metals and Metallography*. – 2007. – Vol. 103, N 2. – P. 213–217.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

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



Structural Transformations of Carbon Ferritic-Pearlitic Steels under Conditions of High-Speed Loading

Anatoly Bataev^a, Ivan Bataev^b, Aelita Nikulina^{c,*}, Albert Popelyukh^d,
Igor Balagansky^e, Natalia Plotnikova^f

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

^a <https://orcid.org/0000-0002-6227-5398>, bataev@adm.nstu.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0003-2871-0269>, i.bataev@corp.nstu.ru,
^c <https://orcid.org/0000-0001-9249-2273>, a.nikulina@corp.nstu.ru, ^d <https://orcid.org/0000-0002-0965-3206>, popelyux@corp.nstu.ru,
^e <https://orcid.org/0000-0002-7708-579X>, balaganskij@corp.nstu.ru, ^f <https://orcid.org/0000-0002-8005-1128>, n.plotnikova@corp.nstu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 21 June 2019

Revised: 22 July 2019

Accepted: 15 August 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Hypoeutectoid steels

Explosion deformation

Deformation twinning

Funding

The study was carried out by a grant from the Russian Science Foundation (Project No. 17-72-10226)

ABSTRACT

Introduction. Structure of ferritic-pearlitic steel subjected to explosive loading is investigated using the methods of light microscopy, scanning electron microscopy and transmission electron microscopy. **Methods.** Steel samples of various shapes and chemical composition are used for testing. Investigation materials are steel 20, 60, U7A in annealed condition. Dynamic loading of samples is performed by deformation schemes of flat plates (disks) using the phenomenon of energy focusing and tube deformation. Structural investigations are carried out by Carl Zeiss Axio Observer Z1m light microscope, EVO 50 XVP scanning electron microscope and FEI Tecnai G2 20 TWIN transmission electron microscope. **Results And Discussion.** The peculiarity characteristic belongs to the initial stage of deformation of the investigation materials is the twinning process, which takes place both in ferritic grains and in the colonies of lamellar pearlite. Analysis of the data obtained during transmission electron microscopy shows that the width of the twins has a great range. There are both the thin twins with a width of 10–15 nm order and the wide ones, the thickness of which is up to 100 nm. This range is observed in both ferritic grains and pearlitic colonies. Twins of deformation nature within a single colony can be represented as a set of multiple microtwins, separated by cementite plates. It is noted the through movement of twins which happened through grains of ferrite and adjacent colonies of pearlite. It indicates the unity of the ferrite matrix within these structural components. Heating of steel samples and increasing the density of twins are factors that impede the twinning process and initiate the mechanism of deformation by sliding. The change of the deformation mechanism is accompanied by the areas of curvature or even the complete degradation of the twins formed at the initial stage of loading.

For citation: Bataev A.A., Bataev I.A., Nikulina A.A., Popelyukh A.I., Balagansky I.A., Plotnikova N.V. Structural transformations of carbon ferritic-pearlitic steels under conditions of high-speed loading. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 115–128. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-115-128. (In Russian).

References

1. Koneva H.A. Priroda stadii plasticheskoi deformatsii [Nature of stages of plastic deformation]. *Sorosovskii obrazovatel'nyi zhurnal = Soros Educational Journal*, 1998, no. 10, pp. 99–105.
2. Panin V.E., Grinyaev Yu.V., Elsukova T.F., Ivanchin A.G. Strukturnye urovni deformatsii tverdykh tel [Structural levels of deformation in solids]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Fizika = Soviet Physics Journal*, 1983, vol. 25, no. 6, pp. 5–27.
3. Panin V.E., Panin A.B. Fundamental'naya rol' nanomasshtabnogo strukturnogo urovnya plasticheskoi deformatsii tverdykh tel [Fundamental role of the nanostructural level of plastic deformation in solids]. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov = Metal Science and Heat Treatment*, 2006, no. 11–12, pp. 5–10. (In Russian).

* Corresponding author

Nikulina Aelita A., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
 Novosibirsk State Technical University,
 20 Prospekt K. Marksa,
 630073, Novosibirsk, Russian Federation
 Tel.: +7 (383) 346-11-71, e-mail: a.nikulina@corp.nstu.ru

4. Yakovleva S.P., Makharova S.N., Mordovskoi P.G. Vliyanie kombinirovannoi megaplasticheskoi deformatsii na strukturu i svoistva stali 09G2S [Structure and mechanical properties of the low-carbon steel after severe plastic deformation and forging]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2016, no. 1 (70), pp. 52–59. DOI: 10.17212/1994-6309-2016-1-52-59.

5. Panin V.E., Panin A.B. Masshtabnye urovni plasticheskoi deformatsii razrusheniya nanostrukturirovannykh materialov [Scale levels of plastic deformation and destruction of nanostructured materials]. *Nanotekhnika = Nanotechnology*, 2005, no. 3, pp. 28–42.

6. Rybin V.V. *Bol'shie plasticheskie deformatsii i razrushenie metallov* [Large plastic deformation and destruction of metals]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1986. 224 p.

7. Koneva H.A., Kozlov E.V. Fizicheskaya priroda stadiinosti plasticheskoi deformatsii [Physical nature of stages in plastic deformation]. *Strukturnye urovni plasticheskoi deformatsii i razrusheniya* [Structural levels of plastic deformation and fracture]. Novosibirsk, Nauka Publ., 1990, pp. 123–189.

8. Moiseev V.F., Trefilov V.I. Plastichnost' pri dvoinikovanii [Plasticity in twinning]. *Fizicheskaya priroda plasticheskoi deformatsii i razrusheniya metallov* [The physical nature of plastic deformation and destruction of metals]. Kiev, Naukova dumka Publ., 1969, pp. 7–15.

9. Orlov L.G., Utevskii L.M. O mikrodvoinikakh v zheleze, deformirovannom pri nizkikh temperaturakh [On microtwins in iron deformed at low temperatures]. *Fizika metallov i metallovedenie = The Physics of Metals and Metallography*, 1963, vol. 16, no. 4, pp. 627–629. (In Russian).

10. Moiseev V.F., Trefilov V.I. Change of the deformation mechanism (slip twinning) in polycrystalline α -Iron. *Physica Status Solidi*, 1966, vol. 18, no. 2, pp. 881–895.

11. Tushinskii L.I., Bataev A.A., Tikhomirova L.B. *Struktura perlita i konstruktivnaya prochnost' stali* [Pearlite structure and structural strength of steel]. Novosibirsk, Nauka Publ., 1993. 280 p.

12. Schastlivtsev V.M., Mirzaev D.A., Yakovleva I.L., Okishev K.Yu., Tabatchikova T.I., Khlebnikova Yu.V. *Perlit v uglerodistykh stalyakh* [Pearlite in carbon steels]. Ekaterinburg, URO RAN Publ., 2006. 402 p.

13. Sundoquist B.E. The edgewise growth of pearlite. *Acta Metallurgica*, 1968, no. 16, pp. 1413–1426.

14. Schastlivtsev V.M., Yakovleva I.L. Elektronnomikroskopicheskoe issledovanie strukturnykh prevrashchenii v perlite [Electron microscopic study of structural transformations in pearlite]. *Fizika metallov i metallovedenie = The Physics of Metals and Metallography*, 1974, vol. 38, no. 3, pp. 571–579. (In Russian).

15. Hackney S.A., Shiflet G.J. Pearlite growth mechanism. *Acta Metallurgica*, 1987, vol. 35, no. 5, pp. 1019–1028.

16. Thompson S.W., Howell P.R. On the early stages of pearlite formation in hypoeutectoid steels. *Scripta Metallurgica*, 1988, no. 22, pp. 1775–1778.

17. Bataev A.A., Tushinskii L.I., Bataev V.A. Osobennosti razrusheniya tsementita pri deformatsii stalei so strukturoi plastinchatogo perlita [Features of the destruction of cementite during the deformation of steels with a lamellar pearlite structure]. *Fizika metallov i metallovedenie = The Physics of Metals and Metallography*, 1995, vol. 80, no. 5, pp. 148–154. (In Russian).

18. Bataev A.A., Tushinskii L.I., Bataev V.A., Zuev L.B. Features of the plastic deformation of steels with lamellar pearlite structure. *Russian Physics Journal*, 1996, no. 7, pp. 603–608. Translated from *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Fizika*, 1996, no. 7, pp. 3–10.

19. Howell P.R. The pearlite reaction in steels mechanisms and crystallography: Pt. 1. From H.C. Sorby to R.F. Mehl. *Materials Characterization*, 1998, no. 40, pp. 227–260.

20. Caballero F.G., García de Andrés C., Capdevila C. Characterization and morphological analysis of pearlite in a eutectoid steel. *Materials Characterization*. 2000, no. 45, pp. 111–116.

21. Khlebnikova Yu.V., Yakovleva I.L., Kar'kina L.E., Schastlivtsev V.M., Tabatchikova T.I. Kristallograficheskii analiz defektov v strukture plastinchatogo perlita uglerodistoi stali posle kholodnoi plasticheskoi deformatsii [Crystallographic analysis of defects in the structure of carbon steel plate pearlite after cold plastic deformation]. *Izvestiya Rossiiskoi akademii nauk. Seriya fizicheskaya = Bulletin of the Russian Academy of Sciences. Physics*, 2004, vol. 68, no. 5, pp. 661–664. (In Russian).

22. Zhang M.-X., Kelly P.M. The morphology and formation mechanism of pearlite in steels. *Materials Characterization*, 2009, no. 60, pp. 545–554. DOI: 10.1016/j.matchar.2009.01.001.

23. Yi H.L. Full pearlite obtained by slow cooling in medium carbon steel. *Material Science and Engineering A*, 2010, no. 527, pp. 7600–7604. DOI: 10.1016/j.msea.2010.08.009.

24. Vaks V.G., Stroeve A.Yu., Urtsev V.N., Shmakov A.V. Experimental and theoretical study of the formation and growth of pearlite colonies in eutectoid steels. *Journal of Experimental and Theoretical Physics*, 2011, no. 112, pp. 961–978. DOI: 10.1134/S1063776111050098.

25. Nikulina A.A., Smirnov A.I., Bataev I.A., Bataev A.A., Popelyukh A.I. Growth of lamellar pearlite in the weld zone between dissimilar steels. *The Physics of Metals and Metallography*, 2016, vol. 117, no. 1, pp. 54–60. DOI: 10.1134/S0031918X16010105. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2016, vol. 117, no. 1, pp. 8–64.

26. Bataev I.A., Stepanova N.V., Bataev A.A., Nikulina A.A., Razumakov A.A. Peculiarities of the precipitation of nanosized ϵ -phase copper particles in ferrite plates of lamellar pearlite. *The Physics of Metals and Metallography*, 2016, vol. 117, no. 9, pp. 901–905. DOI: 10.1134/S0031918X16090015. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2016, vol. 117, no. 9, pp. 932–937.

27. Makarov A.V., Savrai R.A., Schastlivtsev V.M., Tabatchikova T.I., Yakovleva I.L., Egorova L.Y. Structural features of the behavior of a high-carbon pearlitic steel upon cyclic loading. *The Physics of Metals and Metallography*, 2011, vol. 111, no. 1, pp. 95–109. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2011, vol. 111, no. 1, pp. 97–111.

28. Bowden H.K., Kelly P.M. Deformation twinning in shock-loaded pearlite. *Acta Metallurgica*, 1957, vol. 15, pp. 105–111.

29. Meyers M.A., Murr L.E., eds. *Shock waves and high-strain-rate phenomena in metals: concepts and applications*. New York, London, Plenum Press, 1981 (Russ. ed.: *Udarnye volny i yavleniya vysokoskorostnoi deformatsii metallov*. Ed. by M.A. Meyers, L.E. Murr. Moscow, Metallurgiya Publ., 1984. 512 p.).

30. Balagansky I.A., Hokamoto K., Manikandan P., Matrosov A.D., Stadnichenko I.A., Miyoshi H., Bataev A.A. Mach stem formation in explosion systems, which include high modulus elastic elements. *Journal of Applied Physics*, 2011, no. 110 (12), p. 123516. DOI: 10.1063/1.3671063.

31. Khomskaya I.V., Zel'dovich V.I., Litvinov B.V., Purygin N.P. Localization of deformation in copper-, titanium-, and iron-based alloys loaded with convergent shock waves. *The Physics of Metals and Metallography*, 2004, vol. 98, no. 4, pp. 420–427. Translated from *Fizika metallov i metallovedenie*, 2004, vol. 98, no. 4, pp. 88–95.

32. Deribas A.A. *Fizika uprochneniya i svarki vzryvom* [Hardening and explosion welding physics]. Novosibirsk, Nauka Publ., 1972. 188 p.

33. Krupin A.V., Solov'ev V.Ya., Popov G.S., Kr'stev M.R. *Obrabotka metallov vzryvom* [Processing of metals by explosion]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1991. 496 p.

34. Zakharenko I.D. *Svarka metallov vzryvom* [Welding of metals by explosion]. Minsk, Navuka i tekhnika Publ., 1990. 205 p.

35. Gol'dshtein M.I., Litvinov V.S., Bronfin B.M. *Metallofizika vysokoprochnykh splavov* [Metal physics of high-strength alloys]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1986. 312 p.

36. Zel'dovich V.I., Kheifets A.E., Frolova N.Yu., Litvinov B.V. Electron-microscopic investigation of high-strain-rate deformation produced by shock waves in the pearlitic structure of the grade 40Kh steel. *The Physics of Metals and Metallography*, 2007, vol. 103, no. 2, pp. 213–217.

Conflicts of Interest

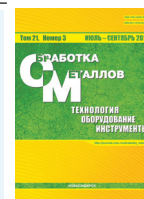
The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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



Температурный коэффициент линейного расширения вольфрамокобальтовых твердых сплавов

Игорь Ефимович ^{a, *}, Иван Золотухин ^b, Евгений Завьялов ^c

Тюменский индустриальный университет, ул. Володарского, 38, г. Тюмень, 625000, Россия

^a  <https://orcid.org/0000-0002-9060-4988>,  egor_kosin@mail.ru, ^b  <https://orcid.org/0000-0002-1517-9117>,  ivan.zolotukhin@mail.ru,

^c  <https://orcid.org/0000-0002-1704-4734>,  zavjaloves@tyuiu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 669.018.25:536.413.2

История статьи:

Поступила: 10 июня 2019
 Рецензирование: 09 июля 2019
 Принята к печати: 15 августа 2019
 Доступно онлайн: 15 сентября 2019

Ключевые слова:

Термомеханические свойства материалов
 Температурный коэффициент линейного расширения
 ТКЛР
 Тепловая деформация
 Тепловое расширение твердых тел
 Дилатометрия
 Твердый сплав группы ВК
 Твердый сплав WC-Co
 Однокарбидный твердый сплав
 Двухфазный твердый сплав
 Вольфрамокобальтовый твердый сплав

АННОТАЦИЯ

Введение. Изделия, содержащие твердые сплавы и работающие при высоких температурах, испытывают большие температурные деформации, точность расчета которых зависит от точности температурного коэффициента линейного расширения (ТКЛР). В литературных источниках данные по значениям ТКЛР для твердых сплавов значительно разнятся: не указаны тип ТКЛР, условия проведения экспериментов и часто игнорируется факт зависимости ТКЛР от температуры. Предметом исследования является ТКЛР вольфрамокобальтовых твердых сплавов с различной концентрацией кобальта по массе в диапазоне 3...20 %. **Цель работы** – получение зависимостей деформации твердых сплавов с разной концентрацией кобальта от температуры и уточнение значений ТКЛР с учетом его изменения от температуры. **Методы.** Исследования проводились на дилатометре Netzsch 402 PC в воздушной среде. Для исключения искажений показаний на начальном участке нагрева, обусловленных конструктивными особенностями дилатометров с толкателями, применен специальный метод обработки результатов. Он включает в себя расчет по полученным на дилатометре абсолютным удлинениям образца дифференциальных (истинных) ТКЛР, их аппроксимацию линейной функцией с последующим ее интегрированием по температуре для получения зависимости относительной деформации от температуры. **Результаты и обсуждение.** Получены экспериментальные значения температурных деформаций твердых сплавов в диапазоне от 20 до 650 °C и рассчитаны значения дифференциальных ТКЛР. Выявлена линейная зависимость дифференциального ТКЛР от температуры, приведены коэффициенты аппроксимирующих функций для разных концентраций кобальта. Выведены зависимости относительных температурных деформаций твердых сплавов от температуры для разных концентраций кобальта и приведены коэффициенты аппроксимирующих полиномов. Установлено, что с увеличением концентрации кобальта линейно увеличиваются значения ТКЛР и скорость его изменения. Приведена обобщенная формула, позволяющая рассчитать относительную температурную деформацию и ТКЛР по известной температуре и концентрации кобальта. Полученные результаты могут быть использованы в задачах расчета тепловых деформаций и напряжений в изделиях, содержащих вольфрамокобальтовые твердые сплавы.

Для цитирования: Ефимович И.А., Золотухин И.С., Завьялов Е.С. Температурный коэффициент линейного расширения вольфрамокобальтовых твердых сплавов // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 3. – С. 129–140. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-129-140.

Введение

Двухфазные металлокерамические твердые сплавы группы ВК получили широкое распространение в различных отраслях промышленности. Зачастую изделия, содержащие эти сплавы, работают в диапазоне высоких температур и, как

следствие, испытывают большие температурные деформации. От точности расчета температурных деформаций зависят эксплуатационные характеристики подобных изделий, в связи с чем возникает необходимость в определении точных значений температурного коэффициента линейного расширения (ТКЛР) твердых сплавов.

ТКЛР используется для расчета температурных деформаций и напряжений: в посадках с натягом; в деталях механизмов и приборов [1]; в рабочей части режущего, горного, бурового, PDC инструментов при их изготовлении и экс-

*Адрес для переписки

Ефимович Игорь Аркадьевич, к.т.н., доцент
 Тюменский индустриальный университет,
 ул. Володарского, 38,
 625000, г. Тюмень, Россия
 Тел.: +7 (3452) 50-49-15, e-mail: egor_kosin@mail.ru

платации [2, 3]; в функциональных покрытиях, наносимых на твердосплавную основу [4–6]; а также в твердосплавных покрытиях, полученных аддитивными технологиями, в том числе лазерной наплавкой. Возникает необходимость знания ТКЛР в лазерной термометрии [7], в частности, в разработанном авторами методе измерения температурных полей, основанном на регистрации температурных деформаций методом лазерной интерферометрии [8]. Точные значения ТКЛР также могут помочь в изучении процессов

спекания и контроле качества изделий из твердых сплавов.

Значения ТКЛР для твердых сплавов с различной номинальной концентрацией кобальта по массе, полученные разными исследователями, приведены в табл. 1 (в скобках указаны расчетные значения, полученные из аппроксимирующих функций или математических моделей, представленных в соответствующих источниках). Жирным шрифтом выделены экстремальные значения.

Таблица 1

Table 1

Значения ТКЛР ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{\circ}$) вольфрамокобальтовых твердых сплавов с различной номинальной концентрацией кобальта по массе

The TCLE ($10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{\circ}$) of tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content by weight

Температура, $^{\circ}\text{C}$ / Temperature, $^{\circ}\text{C}$	Номинальная концентрация кобальта (по массе) n , % / Cobalt content (by weight) n , %											Источник / Reference
	3	4	6	8	10	11	13	15	16	20	25	
20...100			4,5				5,2					[9]
100...200			5,1				5,9					
300...400			5,9				6,7					
0...300		3,4	3,6			3,8				4,7	5,0	[10]
300...600		4,1	4,6			4,8				6,2	6,7	
–			5,0					6,0				
20...800	4,1	4,4...4,7	4,4...4,9	4,8...5,1	5,2			6,0		5,7		[11]
–	4,5	4,7	4,9	5,1	5,3							[12]
200	4,0		4,3		5,2				5,8		6,3	[13,14]
1000			5,4...5,9						7,0			
30...400	(4,85)	(4,98)	(5,24)	(5,48)	(5,72)	(5,84)	(6,07)	(6,30)	(6,41)	(6,83)	(7,33)	[15]
100...900			5,7... 6,0									[16]
–			5,5								7,5	[17]
600	(5,28)	(5,4)	5,7...5,8	5,9	5,9... 6,2	6,1... 6,2	(6,47)	6,8	6,9	(7,21)	(7,69)	[18]
20...800	4,6		5,0	5,5			6,0			6,6	6,8	[19]
20...900			5,87									[20]
–		(5,39)	(5,49)	(5,59)	(5,7)				(6,04)	(6,28)		[21]
150...600										7,55		[22]

Согласно приведенным источникам связи между размером зерен карбидной фазы и величиной ТКЛР не выявлено [15, 18]. Значения ТКЛР в работе [21] получены расчетным путем, в остальных – экспериментальным. В работе [9] на основе данных, полученных с помощью интерференционного дилатометра, установлено, что ТКЛР для диапазона температур 20...400 °C не постоянен и линейно увеличивается с ростом температуры.

Анализ представленных значений ТКЛР позволяет выявить следующие закономерности. ТКЛР твердых сплавов имеет относительно малые значения, например, примерно в два раза меньше по сравнению с конструкционными сталями. С увеличением концентрации кобальта ТКЛР увеличивается. Чем шире рассматриваемый температурный диапазон, тем большие значения ТКЛР наблюдаются при одинаковой концентрации кобальта.

Однако данные по значениям ТКЛР для сплавов с одинаковой концентраций кобальтовой фазы значительно разнятся. В большинстве случаев в рассмотренных работах не указан способ расчета ТКЛР и не приведены условия проведения экспериментов, например скорость нагрева, тип используемой среды, тип дилатометра и др. Часто также не указано, к какому типу – дифференциальному (истинному) или интегральному (среднему) – относятся приводимые значения ТКЛР [23, 24]. Кроме того, в большинстве случаев игнорируется факт зависимости ТКЛР от температуры.

Задачей данного исследования является получение зависимостей деформации твердых сплавов группы ВК с разной концентрацией кобальтовой фазы от температуры и уточнение значений ТКЛР с учетом его изменения с ростом температуры.

Методика исследований

Экспериментальные исследования осуществлены на дилатометре Netzsch 402 РС, который относится к наиболее распространенному типу дилатометров с одним толкателем.

Держатель образцов и толкатель дилатометра выполнены из керамики Al_2O_3 . Исследуемый образец находится в воздушной среде. В ходе эксперимента скорость нагрева образца

составляла 7 °C/мин. Толкатель прижимался к образцу с усилием $35 \cdot 10^{-2}$ Н. Температура исследуемого образца измерялась с помощью расположенной в непосредственной близости от образца штатной платиновой термопарой. Измерительный преобразователь для защиты датчика и снижения образования окалина обдувался азотом, расход которого составляет 30 мл/мин.

В эксперименте для каждой номинальной концентрации кобальта по массе использовалось по три исследуемых образца. Образцы изготавливались из серийно-выпускаемых твердосплавных пластин разных партий, по составу соответствующих группе ВК, ГОСТ 3882–74 [25]. Размер зерен карбидов вольфрама, используемых при спекании, по данным производителя составлял 4,0...9,0 мкм (по Фишеру). Фактические размеры зерен в исследуемых образцах не определялись. Образцы имели призматическую форму квадратного сечения 5×5 мм. Номинальная длина образцов составляла 25 мм и соответствовала длине эталонного образца, использованного при калибровке дилатометра. Торцы образцов, контактирующие с держателем и толкателем, были отшлифованы алмазным кругом, что обеспечивало снятие поверхностного слоя, полученного при спекании заготовок. Длина каждого образца измерялась при начальной температуре микрометрической скобой с точностью до 1 мкм.

Последовательность действий при осуществлении эксперимента включала в себя общую для всей серии опытов калибровку дилатометра по штатному эталонному образцу из Al_2O_3 со скоростью нагрева 7 °C/мин, определение длины исследуемого образца проводилось по трем измерениям микрометрической скобой при начальной температуре, нагрев исследуемого образца с постоянной скоростью нагрева 7 °C/мин до 650 °C. При этом регистрация абсолютной деформации образца и его температуры велась непрерывно с частотой 60 раз в минуту. Выбор верхнего предела нагрева исследуемого образца связан со снижением достоверности измеряемой деформации из-за деградации поверхностного слоя твердых сплавов в воздушной среде при высоких температурах.

Для примера на рис. 1 представлен график зависимости абсолютной деформации образца от температуры для сплава с номинальной концентрацией кобальта 6 %. Из-за конструктив-

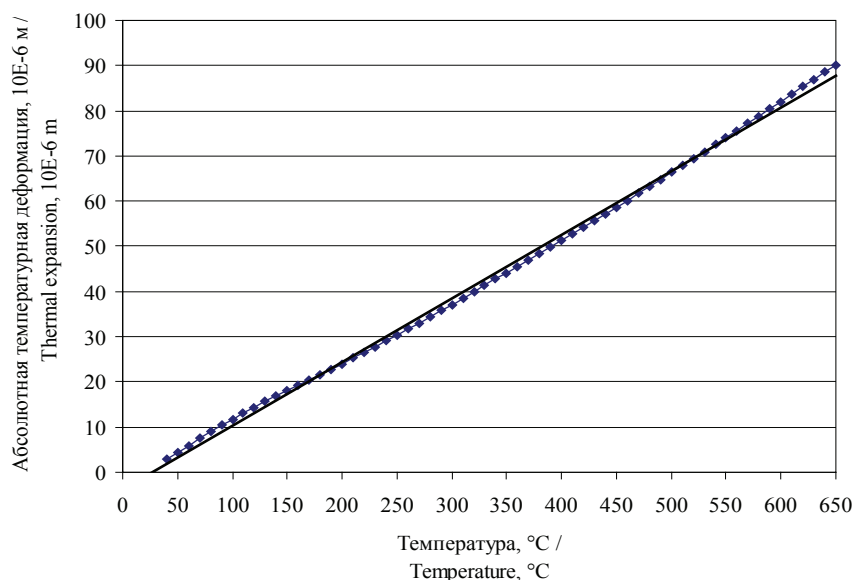


Рис. 1. Зависимость абсолютной температурной деформации образца с номинальной концентрацией кобальта 6 % (по массе) от температуры

Fig. 1. Relationship of thermal coefficient of linear expansion of tungsten-cobalt cemented carbide with nominal cobalt content 6 wt. % on temperature

ных особенностей дилатометров с толкателями [24] на начальном этапе нагрева наблюдается изменение кривизны графика, обусловленное выборкой зазоров в механической части дилатометра. Аппроксимация данного графика линейной функцией по критерию суммы наименьших квадратов, т. е. использование среднего значения ТКЛР на всем температурном диапазоне, приводит к погрешностям расчета деформации. Использование же для определения ТКЛР только точек, полученных при высоких температурах, приводит к еще большим погрешностям расчета деформации в диапазоне низких и средних температур. Оба варианта расчета получили наибольшее распространение на практике.

Для уменьшения этих погрешностей предлагается специальный метод обработки результатов эксперимента. Экспериментальные данные абсолютных удлинений Δl_i образца для получения значений с одинаковым шагом по температуре интерполируют линейной зависимостью по соседним точкам. Затем переводят в относительную деформацию ε_i , используя длину l_0 образца, полученную при начальной стандартной температуре $T_0 = 20^\circ\text{C}$:

$$\varepsilon_i = \frac{\Delta l_i}{l_0}.$$

Далее рассчитывают дифференциальный ТКЛР α_D при различных температурах T_i :

$$\varepsilon_{Di} = \frac{d\varepsilon}{dT} = \frac{\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_{i-1}}{T_{i+1} - T_{i-1}}.$$

Зависимость дифференциального ТКЛР (среднего по трем образцам) от температуры на ее линейном участке аппроксимируют по критерию наименьших квадратов линейной функцией

$$(\alpha_{Di}) = aT_i + b.$$

Путем интегрирования по температуре из данного выражения получают функцию относительной температурной деформации в обобщенном виде:

$$\varepsilon_i = \frac{a}{2}T_i^2 + bT_i + c.$$

Неизвестный коэффициент c определяют из условия равенства $\varepsilon_i = 0$ при стандартной температуре $T_0 = 20^\circ\text{C}$:

$$c = -20(10a + b).$$

Если ввести для упрощения обозначения $A = a/2$, $B = b$, $C = c$, то получим

$$\varepsilon_i = AT_i^2 + BT_i + C.$$

Ввиду непостоянства ТКЛР при изменении температуры и, как следствие, нелинейности зависимости относительной деформации ε_i образца от температуры наиболее рационально в качестве характеристики температурного расширения материала использовать вместо интегрального ТКЛР коэффициенты полинома относительной температурной деформации A , B и C .

Обработка результатов эксперимента производилась стандартными средствами MS Excel.

Результаты и их обсуждение

На рис. 2 представлен график зависимости значений дифференциального ТКЛР (среднего по трем образцам) от температуры для сплавов с разной номинальной концентрацией кобальта по массе. Сплошные линии соответствуют аппроксимирующим полиномам. Значительный

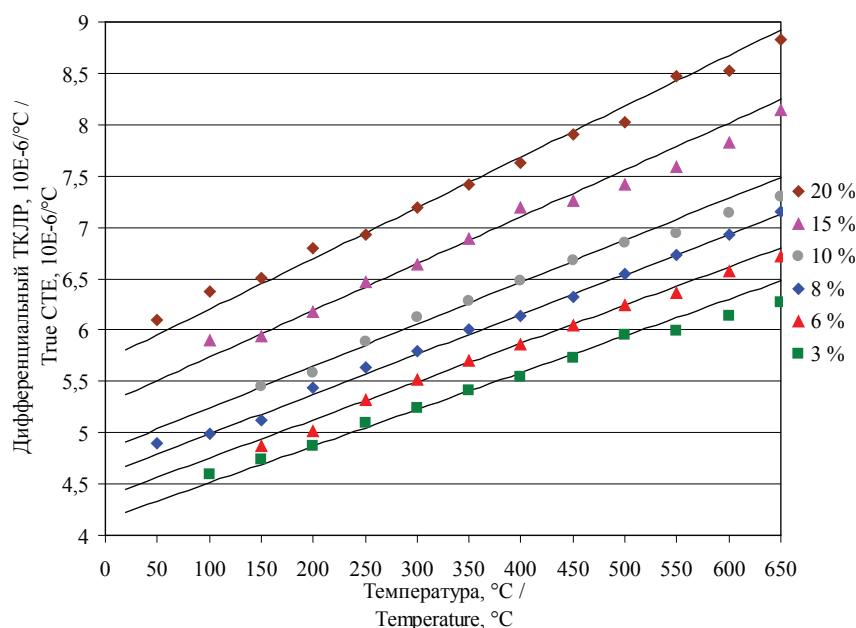


Рис. 2. Зависимость дифференциального ТКЛР (среднего по трем образцам) от температуры для вольфрамокобальтовых твердых сплавов с разной номинальной концентрацией кобальта по массе

Fig. 2. Relationship of the three sample averaged true TCLE on temperature for tungsten-cobalt cemented carbide with different nominal cobalt content by weight

местами разброс точек обусловлен чувствительностью дифференциального значения к локальной зашумленности исходных данных.

Из графиков, представленных на рис. 2, следует, что дифференциальный ТКЛР с увеличением температуры увеличивается линейно. С увеличением концентрации кобальта увеличиваются значения ТКЛР, также увеличивается и скорость изменения ТКЛР (угол наклона графика) в зависимости от концентрации кобальта.

Коэффициенты a , b аппроксимирующих полиномов дифференциального ТКЛР представлены в табл. 2.

$$\varepsilon_i = (A_1 n + A_2) T_i^2 + (B_1 n + B_2) T_i + (C_1 n + C_2).$$

Для оценки точности полученной обобщенной формулы рассмотрены зависимости дифференциальных ТКЛР (средних по трем образцам) от температуры для разных номинальных концентраций кобальта. Отклонение значений ТКЛР обусловлено погрешностями измерительного оборудования и разбросом свойств исследуемого материала. Наибольшее отклонение значения дифференциального ТКЛР от значения, определенного по обобщенной формуле,

Коэффициенты полиномов A , B , C относительной температурной деформации, полученные в результате интегрирования исходных полиномов, представлены в табл. 3.

Зависимость этих коэффициентов от номинальной концентрации кобальта изображена на рис. 3.

Полученные графики показывают, что зависимости могут быть аппроксимированы линейной функцией. В табл. 4 представлены соответствующие коэффициенты полинома и приведены коэффициенты детерминации R^2 , свидетельствующие о малой погрешности аппроксимации. Таким образом, можно получить обобщенную формулу, описывающую температурную деформацию твердого сплава группы ВК по известной температуре T_i и концентрации кобальта n :

Таблица 2

Table 2

Коэффициенты полинома дифференциального ТКЛР вольфрамокобальтовых твердых сплавов с различной концентрацией кобальта по массе

Polynomial coefficients for true TCLE of tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content by weight

Коэффициент / Coefficient	Номинальная концентрация кобальта (по массе) n , % / Cobalt content (by weight) n , %					
	3	6	8	10	15	20
a	$3,58 \cdot 10^{-3}$	$3,72 \cdot 10^{-3}$	$3,88 \cdot 10^{-3}$	$4,09 \cdot 10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{-3}$	$4,95 \cdot 10^{-3}$
b	4,15	4,38	4,60	4,83	5,28	5,71

Таблица 3

Table 3

Коэффициенты полинома относительной температурной деформации вольфрамокобальтовых твердых сплавов с различной концентрацией кобальта по массе

Polynomial coefficients for relative thermal expansion of tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content by weight

Коэффициент / Coefficient	Номинальная концентрация кобальта (по массе) n , % / Cobalt content (by weight) n , %					
	3	6	8	10	15	20
A	$1,79 \cdot 10^{-3}$	$1,86 \cdot 10^{-3}$	$1,94 \cdot 10^{-3}$	$2,04 \cdot 10^{-3}$	$2,28 \cdot 10^{-3}$	$2,47 \cdot 10^{-3}$
B	4,15	4,38	4,60	4,83	5,28	5,71
C	-83,8	-88,4	-92,7	-97,4	-106	-115

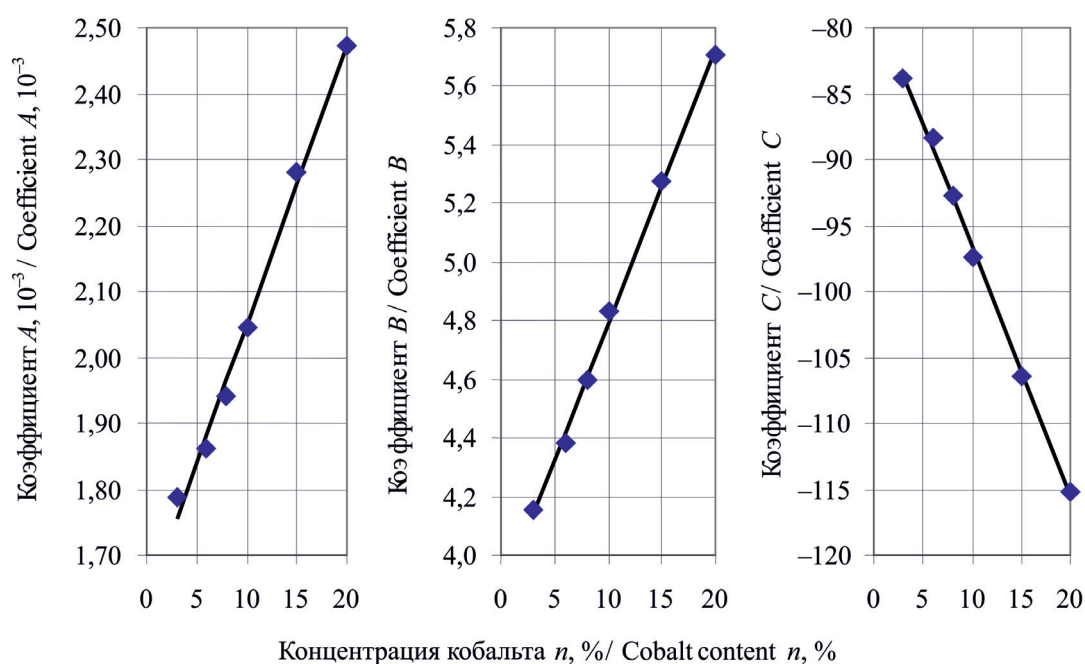


Рис. 3. Зависимость коэффициентов A , B , C полинома относительной температурной деформации вольфрамокобальтовых твердых сплавов от номинальной концентрации кобальта по массе

Fig. 3. Relationship of polynomial coefficients A , B , C for tungsten-cobalt cemented carbide relative thermal expansion on nominal cobalt content by weight

Таблица 4

Table 4

Коэффициенты полинома относительной температурной деформации вольфрамокобальтовых твердых сплавов

Polynomial coefficients for relative thermal expansion of tungsten-cobalt cemented carbide

Коэффициенты полинома	A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2
Значение / Value	$4,22 \cdot 10^{-5}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	0,0932	3,86	-1,88	-77,9
Коэффициент детерминации R^2 / Coefficient of determination R^2	0,993		0,998		0,998	

составило $0,17 \cdot 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ для номинальной концентрации кобальта 15 %. Поэтому возможный разброс значений дифференциального ТКЛР во всем диапазоне температур принят $\Delta\alpha_{Di} = \pm 0,17 \cdot 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$. После интегрирования этого выражения по температуре, учитывая, что при $T_0 = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ погрешность $\Delta\varepsilon_i = 0$ (так как $\varepsilon_i = 0$), получим погрешность расчета температурной деформации $\Delta\varepsilon_i = \pm(0,17T_i - 3,4) \cdot 10^{-6}$. Из данного выражения следует, что погрешность расчета ε_i зависит от температуры и увеличивается с ее ростом.

По обобщенной формуле температурной деформации ε_i рассчитаны ТКЛР для разных кон-

центраций кобальта. Расчет интегральных ТКЛР α_{li} производится по формуле

$$\alpha_{li} = \frac{\varepsilon_i}{T_i - 20}.$$

Формулой для расчета дифференциального ТКЛР α_{Di} является первая производная обобщенной формулы температурной деформации ε_i :

$$\alpha_{Di} = 2(A_1n + A_2)T_i + (B_1n + B_2).$$

Графики расчетных значений ТКЛР представлены на рис. 4, из которых следует, что интегральный ТКЛР в диапазоне температур от 20 до 650 $^{\circ}\text{C}$ увеличивается в среднем на $1,3 \cdot 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$, что составляет около 27 % от значения ТКЛР

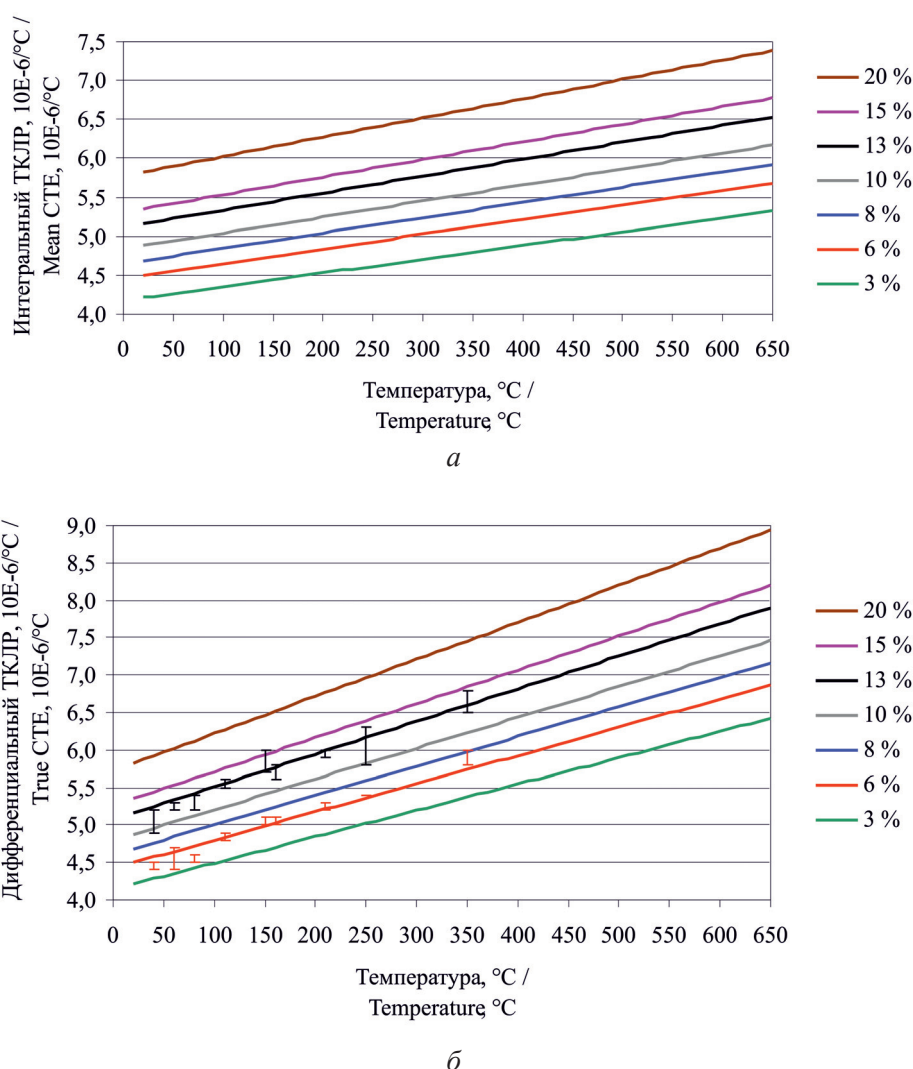


Рис. 4. Зависимость интегрального (а) и дифференциального (б) ТКЛР от температуры для вольфрамокобальтовых твердых сплавов с разной концентрацией кобальта по массе

Fig. 4. Relationship of mean (a) and true (b) TCLE on temperature for tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content by weight

при стандартной температуре $T_0 = 20^\circ\text{C}$. Дифференциальный ТКЛР в том же диапазоне не увеличивается в среднем на $2,7 \cdot 10^{-6}^\circ\text{C}^{-1}$, что составляет примерно 55 % от значения ТКЛР при стандартной температуре $T_0 = 20^\circ\text{C}$.

На рис. 4 также отмечены доверительными диапазонами значения дифференциального ТКЛР для сплавов с номинальной концентрацией кобальта 6 и 13 %, полученные в работе [9]. Сопоставление представленных данных показывает хорошую корреляцию результатов.

На рис. 5 представлены сравнительные данные ТКЛР из различных источников (см. табл. 1), а также графики интегральных ТКЛР α_{Ii} , рассчитанных с использованием обобщенной формулы температурной деформации ε_i при температуре 20,1 и 650°C . Большинство известных значений лежит в пределах расчетных границ. Характер зависимости ТКЛР от концентрации кобальта для [9, 15, 18] совпадает с полученным результатом. Значения ТКЛР, полученные в работе [10] для диапазона $0...300^\circ\text{C}$, следует признать сильно заниженными. Разброс значений внутри границ объясняется различием в рассматриваемых температурных диапазонах и в используемых методиках расчета ТКЛР.

Приведенные сопоставления свидетельствуют, что полученные результаты хорошо согласуются с данными других исследователей.

Выводы

Получены экспериментальные значения температурных деформаций для вольфрамокобальтовых твердых сплавов в диапазоне от 20 до 650°C , по которым рассчитаны значения дифференциальных (истинных) ТКЛР для данного диапазона.

Выявлена линейная зависимость дифференциального (истинного) ТКЛР от температуры, приведены коэффициенты аппроксимирующих линейных функций для разной концентрации кобальта.

Получены зависимости относительных температурных деформаций твердых сплавов с раз-

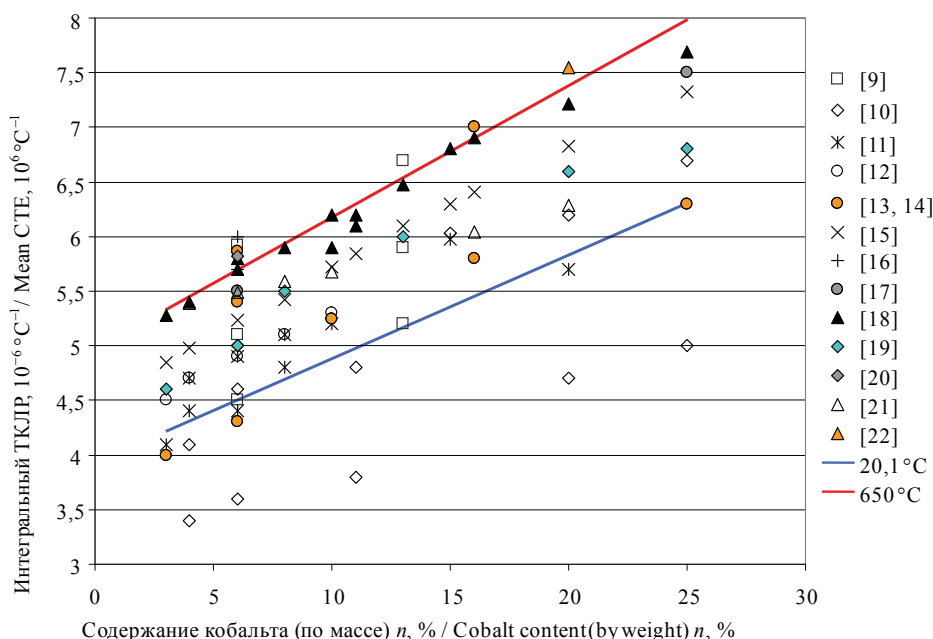


Рис. 5. Сравнение полученных значений интегрального ТКЛР со значениями из различных источников

Fig. 5. Comparison of mean TCLE obtained in the present investigation for different temperature with data from previous observers

личной концентрацией кобальта от температуры и приведены коэффициенты аппроксимирующих полиномов.

Установлено, что с увеличением концентрации кобальта линейно увеличиваются значения ТКЛР и скорость его изменения (угол наклона графика). Приведена обобщенная формула, позволяющая рассчитать относительную температурную деформацию, дифференциальный и интегральный ТКЛР вольфрамокобальтовых твердых сплавов по известной температуре и концентрации кобальта.

Список литературы

1. Hou W.-M., Thalmann R. Thermal expansion measurement of gauge blocks // Proceedings SPIE. – 1998. – Vol. 3477: Recent developments in optical gauge block metrology. – P. 272–278. – DOI: 10.1117/12.323116.
2. FEM analysis on the effect of cobalt content on thermal residual stress in polycrystalline diamond compact (PDC) / Z. Li, H. Jia, H. Ma, W. Guo, X. Liu, G. Huang, R. Li, X. Jia // Science China Physics, Mechanics and Astronomy. – 2012. – Vol. 55. – P. 639–643. – DOI: 10.1007/s11433-012-4654-4.
3. Patent US 8323372, IPC C 22 C 29/00 (2006.01). Low coefficient of thermal expansion cermet compositions / Z. Fang, A. Griffo, G.T. Lockwood, D.-B. Liang. – Appl. N 09/494,877; filed 31.01.2000; publ. 04.12.2012.

4. Thermophysical and microstructural studies on thermally sprayed tungsten carbide-cobalt coatings / S. Thiele, K. Sempf, K. Jaenicke-Roessler, L.-M. Berger, J. Spatzier // *Journal of Thermal Spray Technology*. – 2011. – Vol. 20, iss. 1–2. – P. 358–365. – DOI: 10.1007/s11666-010-9558-0.

5. Diamond film deposition on WC–Co and steel substrates with a CrN interlayer for tribological applications / M. Chandran, A. Hoffman // *Journal of Physics D: Applied Physics*. – 2016. – Vol. 49, N 21. – DOI: 10.1088/0022-3727/49/21/213002.

6. Altıparmak S. Analysis of thermal expansion and micro-delamination phenomenon of cutting tool thin surface coatings in high-speed dry machining [Electronic resource] // *Kirklareli University Journal of Engineering and Science*. – 2018. – Vol. 4, iss. 2. – P. 189–211. – URL: <https://dergipark.org.tr/download/article-file/618756> (accessed 16.08.2019).

7. Магунов А.Н. Лазерная термометрия твердых тел. – М.: Физматлит, 2001. – 224 с. – ISBN 5-9221-0222-2.

8. Патент 2442967 Российская Федерация, МПК G 01 K 5/48, B 23 Q 11/00 (2006.01). Способ определения температурных полей в режущей части инструмента в процессе резания / И.А. Ефимович, И.С. Золотухин, Е.И. Швецова. – № 2010134543/28; заявл. 18.08.10; опубл. 20.02.12, Бюл. № 5.

9. Hidnert P. Thermal expansion of cemented tungsten carbide [Electronic resource] // *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. – 1936. – Vol. 18. – P. 47–52. – URL: https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/jres/18/jresv18n1p47_A1b.pdf (accessed 16.08.2019).

10. Киффер Р., Бенезовский Ф. Твердые сплавы. – М.: Металлургия, 1971. – 392 с.

11. Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1976. – 528 с.

12. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент: справочник / В.С. Самойлов, Э.Ф. Эйхманс, В.А. Фальковский и др. – М.: Машиностроение, 1988. – 368 с. – ISBN 5-217-00263-8.

13. ASM handbook. Vol. 2. Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. – S. 1.: ASM International, 1991. – 1328 p. – ISBN 978-0-87170-378-1.

14. ASM ready reference: thermal properties of metals. – S. 1.: ASM International, 2002. – 560 p. – ISBN 978-0-87170-768-0.

15. Shinohara K., Ueda F., Tanase T. Thermal expansion coefficient and thermal conductivity of WC based cemented carbides // *Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy*. – 1993. – Vol. 40, iss. 1. – P. 29–32. – DOI: 10.2497/jjspm.40.29.

16. Roebuck B., Gee M.G. Miniaturised thermomechanical tests on hardmetals and cermets // *Materials Science and Engineering*. – 1996. – Vol. 209, iss. 1–2. – P. 358–365. – DOI: 10.1016/0921-5093(95)10134-9.

17. Upadhyaya G.S. Materials science of cemented carbides – an overview // *Materials and Design*. – 2001. – Vol. 22, iss. 6. – P. 483–489. – DOI: 10.1016/S0261-3069(01)00007-3.

18. Wang H., Webb T., Bitler J.W. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented WC–Co composite // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. – 2015. – Vol. 49. – P. 170–177. – DOI: 10.1016/j.jrmhm.2014.06.009.

19. Modes of failure of cemented tungsten carbide tool bits (WC/Co): a study of wear parts / P. Katiyar, P. Singh, R. Singh, A. Lava Kumar // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. – 2016. – Vol. 54. – P. 27–38. – DOI: 10.1016/j.jrmhm.2015.06.018.

20. Ezquerro B.L., Rodriguez N., Sánchez J.M. Comparison of the damage induced by thermal shock in hardmetals and cermets // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. – 2016. – Vol. 61. – P. 147–150. – DOI: 10.1016/j.jrmhm.2016.09.008.

21. A micromechanical constitutive modeling of WC hardmetals using finite-element and uniform field models / D. Tkalič, G. Cailletaud, V.A. Yastrebov, A. Kane // *Mechanics of Materials*. – 2016. – Vol. 105. – DOI: 10.1016/j.mechmat.2016.11.007.

22. Álvarez E.A., García J.L., González Oliver C.J.R. Thermal cycling behavior of thin WC–Co sintered pellets // *Advanced Engineering Materials*. – 2017. – Vol. 19, iss. 3. – DOI: 10.1002/adem.201600544.

23. Аматуни А.Н. Методы и приборы для определения температурных коэффициентов линейного расширения материалов. – М.: Изд-во стандартов, 1972. – 140 с.

24. A review of measurement techniques for the thermal expansion coefficient of metals and alloys at elevated temperatures / J.D. James, J.A. Spittle, S.G.R. Brown, R.W. Evans // *Measurement Science and Technology*. – 2001. – Vol. 12. – R1–R15. – DOI: 10.1088/0957-0233/12/3/201.

25. ГОСТ 3882–74. Сплавы твердые спеченные. Марки. – М.: Изд-во стандартов, 1998. – 13 с.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

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



Thermal Coefficient of Linear Expansion of Tungsten-Cobalt Cemented Carbide

Igor Efimovich ^{a, *}, Ivan Zolotukhin ^b, Evgenii Zav'yalov ^c

Tyumen Industrial University, 38 Volodarskogo, Tyumen, 625000, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-9060-4988>, egor_kosin@mail.ru, ^b <https://orcid.org/0000-0002-1517-9117>, ivan.zolotukhin@mail.ru,

^c <http://orcid.org/0000-0002-1704-4734>, zavjaloves@tyuiu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 10 June 2019

Revised: 09 July 2019

Accepted: 15 August 2019

Available online: 15 September 2019

Keywords:

Thermal properties of materials
 Thermal coefficient of linear expansion,
 TCLE
 CTE
 Thermal deformation
 Thermal strain
 Thermal expansion of solids
 Dilatometry
 Thermomechanical analysis
 Tungsten-cobalt cemented carbide
 WC based cemented carbides
 WC-Co
 Sintered hard alloys

ABSTRACT

Introduction. Products containing cemented carbides (WC-Co), operating at high temperatures, experience large temperature deformations. The calculation accuracy of these deformations depends on the accuracy of the thermal coefficient of linear expansion (TCLE). In the literature, the data on the TCLE values for tungsten-cobalt cemented carbides vary significantly; TCLE type, experimental conditions are often not specified, and the correlation of TCLE and temperature is often neglected. **The purpose of the work.** The focus of this research is TCLE of tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content in the range of 3-20 wt. %. The objective of the research is obtaining correlation between the linear thermal deformation and the temperature for tungsten-cobalt cemented carbide with different cobalt content and updating the TCLE values in view of its change as related to the temperature. **The methods of investigation.** The study used push-rod dilatometer Netzsch 402 PC to obtain experimental data in air. To eliminate low temperature distortions of the push-rod dilatometer due to the design features of this device a special method of experimental data processing is applied. This method includes calculation of true TCLE based on the deformations of the samples obtained from dilatometer; approximation the estimated TCLE by a linear function with its further integration by temperature for obtaining the correlation between the relative thermal deformation and temperature. **Results and Discussion.** The study obtained experimental values of linear thermal expansion in the range from 20 to 650°C and calculated true TCLE. It is found that a relationship of the true TCLE on the temperature is linear and calculated the coefficients of the corresponding approximating functions for different cobalt content. Also the study derived dependences of the relative thermal deformations of tungsten-cobalt cemented carbide for different cobalt content from the temperature, and provided the corresponding polynomial approximant coefficients. Moreover it is found, that with increasing the cobalt content, the value of TCLE and the rate of its change with temperature enlarge linearly. As the result study provides generalized formulas enabling to calculate for cemented tungsten carbide the relative thermal deformation, the true and mean TCLE based on the known temperature and cobalt content by weight. The results may help to calculate thermal deformation and stresses in a consisted cemented tungsten carbide products.

For citation: Efimovich I.A., Zolotukhin I.S., Zav'yalov E.S. Thermal coefficient of linear expansion of tungsten-cobalt cemented carbide. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 3, pp. 129–140. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.3-129-140. (In Russian).

References

1. Hou W.-M., Thalmann R. Thermal expansion measurement of gauge blocks. *Proceedings SPIE*, 1998, vol. 3477. *Recent Developments in Optical Gauge Block Metrology*, pp. 272–278. DOI: 10.1117/12.323116.
2. Li Z., Jia H., Ma H., Guo W., Liu X., Huang G., Li R., Jia X. FEM analysis on the effect of cobalt content on thermal residual stress in polycrystalline diamond compact (PDC). *Science China Physics, Mechanics and Astronomy*, 2012, vol. 55, pp. 639–643. DOI: 10.1007/s11433-012-4654-4.

* Corresponding author

Efimovich Igor A., Ph.D. (Engineering), Assistant Professor
 Tyumen Industrial University
 38 Volodarskogo,
 625000, Tyumen, Russian Federation
 Tel.: +7 (3452) 50-49-15, e-mail: egor_kosin@mail.ru

3. Fang Z., Griffo A. Lockwood G.T., Liang D.-B. *Low coefficient of thermal expansion cermet compositions*. Patent US, no. US8323372, 2012.
4. Thiele S., Sempf K., Jaenicke-Roessler K., Berger L.-M., Spatzier J. Thermophysical and microstructural studies on thermally sprayed tungsten carbide-cobalt coatings. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2011, vol. 20, iss. 1–2, pp. 358–365. DOI: 10.1007/s11666-010-9558-0.
5. Chandran M., Hoffman A. Diamond film deposition on WC–Co and steel substrates with a CrN interlayer for tribological applications. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2016, vol. 49, no. 21. DOI: 10.1088/0022-3727/49/21/213002.
6. Altıparmak S. Analysis of thermal expansion and micro-delamination phenomenon of cutting tool thin surface coatings in high-speed dry machining. *Kirklareli University Journal of Engineering and Science*, 2018, vol. 4, iss. 2, pp. 189–211. Available at: <https://dergipark.org.tr/download/article-file/618756> (accessed 16.08.2019).
7. Magunov A.N. *Lazernaya termometriya tverdykh tel* [Laser thermometry of solids]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2001. 224 p. ISBN 5-9221-0222-2.
8. Efimovich I.A., Zolotukhin I.S., Shvetsova E.I. *Sposob opredeleniya temperaturnykh polei v rezhushchei chasti instrumenta v protsesse rezaniya* [Method for determination of temperature fields in the cutting part of the instrument in process of cutting]. Patent RF, no. 2442967, 2010.
9. Hidnert P. Thermal expansion of cemented tungsten carbide. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 1936, vol. 18, pp. 47–52. Available at: https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/jres/18/jresv18n1p47_A1b.pdf (accessed 16.08.2019).
10. Kieffer R., Benesovsky F. *Hartmetalle*. Wien, Springer-Verlag, 1965. 546 p. DOI: 10.1007/978-3-7091-8127-0 (Russ. ed.: Kiffer R., Benesovskii F. *Tverdye splavy*. Moscow, Metallurgiya Publ., 1971. 392 p).
11. Tret'yakov V.I. *Osnovy metallovedeniya i tekhnologii proizvodstva spechennykh tverdykh splavov* [Fundamentals of metallurgy and production technology of sintered hard alloys]. 2nd ed. Moscow, Metallurgiya Publ., 1976. 528 p.
12. Samoilov V.S., Eikhmans E.F., Fal'kovskii V.A., Loktev A.D., Shkurkin Yu.P. *Metalloobratyvyayushchii tverdospлавnyi instrument* [Metalworking carbide tools]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1988. 368 p. ISBN 5-217-00263-8.
13. *ASM HandBook*. Vol. 2. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. ASM International, 1991. 1328 p. ISBN 978-0871703781.
14. *ASM ready reference: thermal properties of metals*. ASM International, 2002. 560 p. ISBN 978-0-87170-768-0.
15. Shinohara K., Ueda F., Tanase T. Thermal expansion coefficient and thermal conductivity of WC based cemented carbides. *Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy*, 1993, vol. 40, iss. 1, pp. 29–32. DOI: 10.2497/jjspm.40.29.
16. Roebuck B., Gee M.G. Miniaturised thermomechanical tests on hardmetals and cermets. *Materials Science and Engineering*, 1996, vol. 209, iss. 1–2, pp. 358–365. DOI: 10.1016/0921-5093(95)10134-9.
17. Upadhyaya G.S. Materials science of cemented carbides – an overview. *Materials and Design*, 2001, vol. 22, iss. 6, pp. 483–489. DOI: 10.1016/S0261-3069(01)00007-3.
18. Wang H., Webb T., Bitler J.W. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented WC–Co composite. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2015, vol. 49, pp. 170–177. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2014.06.009.
19. Katiyar P., Singh P., Singh R., Lava Kumar A. Modes of failure of cemented tungsten carbide tool bits (WC/Co): a study of wear parts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2016, vol. 54, pp. 27–38. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2015.06.018.
20. Ezquerria B.L., Rodriguez N., Sánchez J.M. Comparison of the damage induced by thermal shock in hardmetals and cermets. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 2016, vol. 61, pp. 147–150. DOI: 10.1016/j.ijrmhm.2016.09.008.
21. Tkalic D., Cailletaud G., Yastrebov V.A., Kane A. A micromechanical constitutive modeling of WC hardmetals using finite-element and uniform field models. *Mechanics of Materials*, 2016, vol. 105. DOI: 10.1016/j.mechmat.2016.11.007.

22. Álvarez E.A., García J.L., González Oliver C.J.R. Thermal cycling behavior of thin WC-Co sintered pellets. *Advanced Engineering Materials*, 2017, vol. 19, iss. 3. DOI: 10.1002/adem.201600544.
23. Amatuni A.N. *Metody i pribory dlya opredeleniya temperaturnykh koeffitsientov lineinogo rasshireniya materialov* [Methods and instruments for determining the temperature coefficients of linear expansion of materials]. Moscow, Izdatel'stvo standartov Publ., 1972. 140 p.
24. James J.D., Spittle J.A., Brown S.G.R., Evans R.W. A review of measurement techniques for the thermal expansion coefficient of metals and alloys at elevated temperatures. *Measurement Science and Technology*, 2001, vol. 12, R1–R15. DOI: 10.1088/0957-0233/12/3/201.
25. GOST 3882–74. *Splavy tverdye spechennye. Marki* [State Standard 3882–74. Sintered hard alloys. Types]. Moscow, Izdatel'stvo standartov Publ., 1998. 13 p.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2019 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** (**I**ntroduction, **M**ethods, **R**esults And **D**iscussion):

- 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. В обязательном порядке также 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 ГОСТу.

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 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>). 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>,  kormienko_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/ m^3 (17.5 mol/ m^3); 77 К; 58 Дж/моль (58 J/mol), 50 м/с², 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 J·mol⁻¹·K⁻¹, так и скобок: J/(mol·K) или J·(mol·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,a).

В географических координатах широты отделяются пробелами: 56,5 °С или 56,5 °N; 85,0 °В или 85,0 °Е.

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!**).

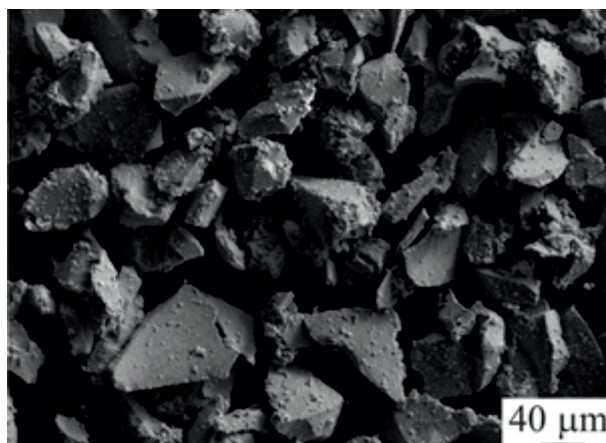


Рис. 1. Внешний вид частиц порошка $B_4C-Ni-P$

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 Institut'skaya 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, Н. 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

ОБРАБОТКА

ISSN 1994-6309 (Print)

ISSN 2541-819X (Online)

СМЕТАЛЛОВ

ТЕХНОЛОГИЯ ОБОРУДОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТЫ

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 № ФС77-23961 от 05 апреля 2006 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.



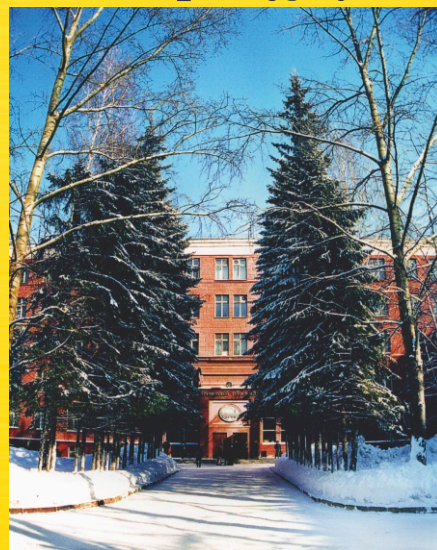
http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



+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/>

